



HAL
open science

Étude expérimentale et analytique pour la caractérisation des échanges thermiques locaux et globaux à l'interface meule/pièce en rectification

André Francis Lefebvre

► **To cite this version:**

André Francis Lefebvre. Étude expérimentale et analytique pour la caractérisation des échanges thermiques locaux et globaux à l'interface meule/pièce en rectification. Autre. Université Paul Verlaine - Metz, 2005. Français. NNT : 2005METZ016S . tel-01752410

HAL Id: tel-01752410

<https://hal.univ-lorraine.fr/tel-01752410>

Submitted on 29 Mar 2018

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

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



AVERTISSEMENT

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

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

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

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

LIENS

Code de la Propriété Intellectuelle. articles L 122. 4

Code de la Propriété Intellectuelle. articles L 335.2- L 335.10

http://www.cfcopies.com/V2/leg/leg_droi.php

<http://www.culture.gouv.fr/culture/infos-pratiques/droits/protection.htm>

THESE

Présentée à

**Université de Metz**

Par

André LEFEBVRE

Pour l'obtention du grade de :

Docteur de l'Université de Metz

Spécialité : Sciences de l'Ingénieur

Option : Mécanique – Productique

| | |
|-------------------------------|------------------------|
| UNIVERSITE Paul Verlaine METZ | |
| S.C.D. | |
| N° Inv. | 2005 0475 |
| Cote | S/m ₃ 05/16 |
| mag rouge | |

**ETUDE EXPERIMENTALE ET ANALYTIQUE POUR LA
CARACTERISATION DES ECHANGES THERMIQUES LOCAUX
ET GLOBAUX A L'INTERFACE MEULE-PIECE EN
RECTIFICATION**

Thèse soutenue le 1^{er} février 2005 devant le jury composé de :

| | | |
|-------------------------|--------------------|---|
| Paul LIPINSKI | (LPMM - Metz) | Professeur, directeur de thèse |
| Pascal VIEVILLE | (LFM - Metz) | Maître de conférences, codirecteur de thèse |
| Andrew TORRANCE | (MME - Dublin) | Professeur, rapporteur |
| Jean-Christophe BATSALE | (TREFLE - Talence) | Professeur, rapporteur |
| Alain MOLINARI | (LPMM - Metz) | Professeur, examinateur |
| François LANZETTA | (CREST - Belfort) | Maître de conférences, examinateur |
| Christophe LESCOALIER | (LGIPM - Metz) | Maître de conférences, invité |
| André EBERHARDT | (LPMM-Metz) | Professeur, invité |



PPW 058 4996 29



Institut Supérieur de Génie Mécanique et Productique

THESE

Présentée à



| | |
|-------------------------------|-------------|
| UNIVERSITE Paul Verlaine METZ | |
| S.C.D. | |
| N Inv | 2005 0478 |
| Cote | S/M 05/16 |
| Loc | mag - rouge |

Université de Metz

Par

André LEFEBVRE

Pour l'obtention du grade de :

Docteur de l'Université de Metz

Spécialité : Sciences de l'Ingénieur

Option : Mécanique – Productique

**ETUDE EXPERIMENTALE ET ANALYTIQUE POUR LA
 CARACTERISATION DES ECHANGES THERMIQUES LOCAUX
 ET GLOBAUX A L'INTERFACE MEULE-PIECE EN
 RECTIFICATION**

Thèse soutenue le 1^{er} février 2005 devant le jury composé de :

- | | | |
|-------------------------|--------------------|---|
| Paul LIPINSKI | (LPMM - Metz) | Professeur, directeur de thèse |
| Pascal VIEVILLE | (LFM - Metz) | Maître de conférences, codirecteur de thèse |
| Andrew TORRANCE | (MME - Dublin) | Professeur, rapporteur |
| Jean-Christophe BATSALE | (TREFLE - Talence) | Professeur, rapporteur |
| Alain MOLINARI | (LPMM - Metz) | Professeur, examinateur |
| François LANZETTA | (CREST - Belfort) | Maître de conférences, examinateur |
| Christophe LESCALIER | (LGIPM - Metz) | Maître de conférences, invité |
| André EBERHARDT | (LPMM-Metz) | Professeur, invité |

Je dédie ce mémoire à mes parents, ma famille et à mon petit frère Vincent qui nous a quitté le 21 Décembre 2003.

RESUME

La rectification est un procédé d'enlèvement de matière utilisant une meule constituée de grains et d'un liant. Il permet d'obtenir une qualité de surface et des tolérances dimensionnelles serrées sur des matériaux de grande dureté. L'énergie nécessaire à la production d'un volume de copeaux, nettement plus élevé que dans les autres procédés de coupe comme le fraisage et le tournage, est convertie en chaleur ce qui engendre des températures élevées à l'interface meule/pièce, qui peuvent engendrer des transformations métallurgiques, ainsi que des variations dimensionnelles.

Dans le but d'éviter l'endommagement thermique de la pièce, et d'en comprendre les causes, un thermocouple rectifiable feuille/pièce a été développé pour la rectification plane. Il permet de mesurer l'évolution de la température directement à l'interface meule/pièce. Afin de définir l'inertie thermique du capteur, un étalonnage dynamique du capteur, à l'aide d'un faisceau laser de 0,5 mm de diamètre, a permis de déterminer une bande passante de 1 kHz. Cependant, la constante de temps mesurée dépend des conditions d'étalonnage, et en particulier du diamètre du faisceau laser. Cette constante de temps correspond donc à une borne supérieure. La finesse du thermocouple a été étudiée par la méthode des éléments finis, à l'aide du logiciel MSC Marc. Nous avons montré que l'erreur de finesse restait faible, et que la température maximale mesurée pouvait être sous estimée par la présence des feuilles de mica. Une étude de sensibilité a montré que la phase de refroidissement ne dépendait pas des conditions aux limites imposées à la surface de la feuille. De plus, la bonne répétabilité de la méthode de mesure dans la phase de refroidissement démontre que le capteur intègre bien l'énergie transmise par l'ensemble des grains actifs à l'interface meule/pièce. Cette phase a donc été utilisée pour déterminer le flux de chaleur global absorbé par la pièce et le coefficient de répartition énergétique.

Des acquisitions effectuées à haute fréquence montrent que le capteur détecte le passage des grains. Le signal obtenu permet de distinguer deux températures : la température locale de contact grain/pièce et une température globale liée à l'action cumulée des grains. Nous proposons une méthode simple de traitement du signal, permettant la détermination de la température globale. A partir de l'analyse qualitative du signal, nous définissons une typologie des flashes de température, afin d'expliquer le mode d'action d'un grain à la surface de l'électrode. Une modélisation tridimensionnelle du champ de température au voisinage d'un grain permet de vérifier que la température locale mesurée par le thermocouple correspond bien à celle d'un grain frottant. Cependant, la température maximale détectée peut être inférieure à la température réelle, en fonction du nombre de micro contacts présents entre la feuille et la pièce. En suivant la même démarche que pour l'étude globale, nous déterminons le flux de chaleur transmis par un grain. Les prochains travaux seront consacrés à la comparaison des deux approches par la mesure de la densité de grains actifs à l'interface meule/pièce.

REMERCIEMENTS

Les travaux présentés dans ce document ont été effectués au sein de l'ENIM, de l'ENSAM de Metz, du LPMM et du laboratoire FEMTO-CREST de Belfort. Ils n'auraient pu aboutir sans la contribution et le soutien de nombreuses personnes que je souhaite remercier à travers ces quelques lignes.

Je tiens, tout d'abord, à faire part de toute ma reconnaissance à mes directeurs de thèse Paul LIPINSKI et Pascal VIEVILLE, pour la confiance qu'ils m'ont témoignée, pour la qualité de leur encadrement et leur soutien durant ces quatre années de thèse.

Je tiens à remercier ensuite très sincèrement Christophe LESCALIER pour son encouragement et toute l'aide qu'il m'a fournie dans ce projet de recherche. Je souhaite aussi remercier les collègues de l'ENSAM pour la qualité de leur accueil, leur sympathie et les moyens matériels qu'ils ont pu mettre à ma disposition pour réaliser mes travaux.

J'adresse également mes plus vifs remerciements à Monsieur Andrew TORRANCE et Monsieur Jean-Christophe BATSALE pour l'honneur qu'ils m'ont fait en acceptant d'être rapporteur de cette thèse.

Je remercie Alain MOLINARI d'avoir présidé mon jury de thèse et François LANZETTA pour sa participation à mon jury.

Ensuite, je tenais à remercier tout aussi sincèrement François LANZETTA et Laurent THIERY, pour l'intérêt qu'ils ont porté à ce sujet et pour leur précieuse contribution concernant l'étalonnage dynamique du capteur.

J'exprime ma reconnaissance à Monsieur Pierre PADILLA, directeur de l'ENIM, pour tous les moyens qu'il a mis à ma disposition pour la réussite de ce projet.

Je tiens à remercier personnellement l'ensemble des techniciens de l'ENIM pour leur disponibilité et la qualité des usinages réalisés dans le cadre de cette thèse, ainsi que l'ensemble de mes collègues pour leurs conseils et leur sympathie.

TABLE DES MATIERES

| | |
|---|-----------|
| RESUME | 1 |
| REMERCIEMENTS | 2 |
| TABLE DES MATIERES | 3 |
| NOTATIONS ET ABREVIATIONS | 6 |
| INTRODUCTION | 11 |
| | |
| I ANALYSE THERMIQUE DE LA RECTIFICATION..... | 13 |
| I.1 L'OUTIL : LA MEULE..... | 13 |
| I.2 MODE DE FORMATION D'UN MICRO-COPEAU EN RECTIFICATION | 20 |
| I.3 CONSEQUENCES DU PROCEDE SUR L'INTEGRITE DES SURFACES RECTIFIEES..... | 25 |
| I.4 BILAN DES CONNAISSANCES SUR LES ECHANGES THERMIQUES EN RECTIFICATION..... | 28 |
| <i>I.4.1 De l'approche locale à l'approche globale du champ de température</i> | <i>29</i> |
| <i>I.4.2 Définitions et modèles de coefficients de répartition énergétique</i> | <i>36</i> |
| <i>I.4.3 Détermination du coefficient de répartition R_w.....</i> | <i>38</i> |
| <i>I.4.4 Modélisation locale des échanges thermiques en rectification.....</i> | <i>42</i> |
| <i>I.4.5 Facteurs influençant l'efficacité du refroidissement par le fluide et la meule. 44</i> | |
| <i>I.4.6 Modélisations locales des échanges thermiques avec prise en compte de l'énergie de formation du copeau</i> | <i>47</i> |
| <i>I.4.7 Synthèse des méthodes globales et locales.....</i> | <i>52</i> |
| I.5 METHODES EXPERIMENTALES POUR LA CARACTERISATION ENERGETIQUE DE LA RECTIFICATION | 54 |
| <i>I.5.1 Diagramme des interacteurs du capteur de température.....</i> | <i>54</i> |
| <i>I.5.2 Choix de la méthode de mesure de la température</i> | <i>55</i> |
| <i>I.5.3 Méthode repère</i> | <i>57</i> |
| <i>I.5.4 Méthodes par rayonnement.....</i> | <i>58</i> |
| <i>I.5.5 Méthodes thermoélectriques</i> | <i>61</i> |
| <i>I.5.6 Choix du type de capteur.....</i> | <i>64</i> |
| I.6 BIBLIOGRAPHIE DU CHAPITRE 1..... | 67 |

| | | |
|------------|--|------------|
| II | CONCEPTION ET COMPORTEMENT THERMIQUE DU THERMOCOUPLE RECTIFIABLE | 71 |
| II.1 | CONCEPTION DU THERMOCOUPLE RECTIFIABLE..... | 71 |
| II.1.1 | <i>Cahier des charges.....</i> | 71 |
| II.1.2 | <i>Choix du couple thermoélectrique</i> | 72 |
| II.1.3 | <i>Dimensions et formes de l'électrode.....</i> | 73 |
| II.1.4 | <i>Isolement électrique de l'électrode.....</i> | 74 |
| II.1.5 | <i>Réalisation du corps du capteur.....</i> | 75 |
| II.2 | ETUDE METROLOGIQUE DU THERMOCOUPLE RECTIFIABLE | 77 |
| II.2.1 | <i>Effets thermoélectriques.....</i> | 77 |
| II.2.2 | <i>Fém mesurée pendant la rectification du capteur.....</i> | 78 |
| II.2.3 | <i>Etalonnage statique.....</i> | 84 |
| II.3 | ETALONNAGE DYNAMIQUE DU THERMOCOUPLE RECTIFIABLE | 86 |
| II.3.1 | <i>Définition du capteur</i> | 86 |
| II.3.2 | <i>Procédure d'étalonnage et description du montage</i> | 86 |
| II.3.3 | <i>Réponse du capteur à un échelon.....</i> | 87 |
| II.3.4 | <i>Réponse du thermocouple à un flux modulé en fréquence</i> | 89 |
| II.4 | ETUDE DE LA FINESSE DU CAPTEUR RECTIFIABLE..... | 98 |
| II.4.1 | <i>Dimension et maillage du modèle</i> | 98 |
| II.4.2 | <i>Conditions aux limites pour le capteur</i> | 99 |
| II.5 | ERREUR DE FINESSE A FLUX IMPOSE | 102 |
| II.6 | TEMPERATURE DE CONTACT GRAIN/ELECTRODE | 104 |
| II.7 | MODIFICATION DE LA TEMPERATURE DE FOND AU VOISINAGE DE LA JONCTION | 112 |
| II.8 | BIBLIOGRAPHIE DU CHAPITRE 2..... | 117 |
| III | DETERMINATION EXPERIMENTALE ET NUMERIQUE DU FLUX GLOBAL ABSORBE PAR LA PIECE ET DU COEFFICIENT DE REPARTITION | 118 |
| III.1 | DISPOSITIF EXPERIMENTAL | 118 |
| III.2 | METHODOLOGIE DE DETERMINATION DU FLUX GLOBAL ABSORBE PAR LA PIECE..... | 119 |
| III.3 | REPETABILITE ET FIABILITE DE LA TECHNIQUE DE MESURE | 121 |
| III.4 | DETERMINATION DE L'ARC DE CONTACT REEL | 125 |

| | | |
|---------|---|------------|
| III.5 | DETERMINATION DU FLUX ABSORBE PAR LA PIECE ET DU COEFFICIENT RW | 128 |
| III.6 | ANALYSE LOCALE DU PHENOMENE THERMIQUE A L'INTERFACE MEULE/PIECE | 135 |
| III.6.1 | <i>Analyse qualitative du signal</i> | 136 |
| III.6.2 | <i>Détermination de la température de fond</i> | 139 |
| III.7 | BIBLIOGRAPHIE DU CHAPITRE 3 | 144 |
| | | |
| IV | DETERMINATION DE TEMPERATURE LOCALE ET DU FLUX LOCAL | 145 |
| IV.1 | ANALYSE DU SIGNAL AUX BORNES DU THERMOCOUPLE PAR RAPPORT AU MODE D'ACTION D'UN GRAIN | 145 |
| IV.1.1 | <i>Observation de la surface du capteur après rectification</i> | 145 |
| IV.1.2 | <i>Influence du nombre de microcontact sur la température mesurée</i> | 149 |
| IV.2 | ANALYSE DU SIGNAL A HAUTE FREQUENCE..... | 151 |
| IV.3 | ETUDE DE LA TEMPERATURE LOCALE CONSECUTIVE A L'ACTION D'UN GRAIN | 153 |
| IV.3.1 | <i>Mise en équation du problème</i> | 153 |
| IV.3.2 | <i>Profondeur affectée thermiquement suite à l'action d'un grain</i> | 160 |
| IV.3.3 | <i>Influence du diamètre de contact grain/pièce sur la durée de la phase de refroidissement</i> | 161 |
| IV.3.4 | <i>Fréquence d'acquisition et bande passante nécessaire pour l'étude locale.</i> | 163 |
| IV.4 | VALIDATION EXPERIMENTALE DE L'HYPOTHESE DE DETECTION D'UN GRAIN FROTTANT | 165 |
| IV.4.1 | <i>Bilan énergétique global</i> | 165 |
| IV.4.2 | <i>Détermination du flux local</i> | 169 |
| IV.5 | BIBLIOGRAPHIE DU CHAPITRE 4 | 178 |
| | | |
| | CONCLUSIONS ET PERPECTIVES | 179 |

NOTATIONS ET ABREVIATIONS

| <i>Grandeur</i> | <i>Unité</i> | <i>Définition</i> |
|--|-------------------|---|
| a | μm | Profondeur de passe mesurée |
| a _n | μm | Profondeur de passe nominale |
| A _{sp} | - | Rapport de la surface totale cisailée et de la surface apparente |
| A _{wf} | - | Rapport entre l'aire de contact des grains frottant |
| α | m ² /s | Diffusivité thermique |
| b _w | mm | Largeur d'engagement de la meule dans la pièce |
| b _c | mm | Largeur de la feuille de constantan |
| b _j | mm | Largeur de la jonction dt thermocouple |
| C | J/Kg/°C | Chaleur spécifique |
| d _s | mm | Diamètre de la meule |
| d _e | mm | Diamètre équivalent |
| d _w | mm | Diamètre de la pièce (workpiece) |
| \bar{d}_g | μm | Diamètre moyen du grain |
| d _i | μm | Distance de la surface rectifiée par rapport à une surface de référence avant rectification |
| d _f | μm | Distance de la surface rectifiée par rapport à une surface de référence après rectification |
| d _l | μm | Diamètre du faisceau laser |
| δ | °C | Ecart de température |
| E _A ^{T₁T₂} | mV | Fém de Thomson du matériau A entre T ₁ et T ₂ |
| E _{A/B} ^{T₁T₂} | mV | Fém de Seebeck entre T ₁ et T ₂ du couple thermoélectrique A/B |
| E _f | % | Erreur de finesse globale |
| E _g | % | Erreur de finesse locale |
| e _c | μm | Epaisseur de la feuille de constantan |
| e _i | μm | Epaisseur de l'isolant du thermocouple |
| e _j | μm | Epaisseur de la jonction du thermocouple |
| e _{ch} | μm | Epaisseur du copeau non déformé |
| f _e | Hz | Fréquence d'échantillonnage du signal |

| | | |
|-------------------|---|---|
| f_c | Hz | Fréquence de coupure à -3 dB |
| F_n | N | Effort normal |
| F_t | | Effort tangentiel |
| $F_{n,ch}$ | | Effort normal local lié à la formation du copeau |
| $F_{t,ch}$ | | Effort tangentiel local lié à la production du copeau |
| $F_{t,sl}$ | | Effort tangentiel du grain sous la surface d'usure du grain |
| $F_{n,sl}$ | | Effort normal du grain sous la surface d'usure du grain |
| F_{sp} | | - |
| ϵ_{in} | - | Fraction de l'énergie entrant dans la pièce |
| ϵ_{wf}^w | | Fraction d'énergie générée par frottement sous le grain absorbé par la pièce |
| ϵ_{sp}^w | | Fraction d'énergie dans la bande de cisaillement absorbé par la pièce |
| ϵ_{wb} | | Fraction d'énergie réellement absorbée par la pièce |
| ϵ_f | | Fraction d'énergie réellement absorbée par la pièce |
| ϵ_{cw} | | Ecart relatif entre l'énergie spécifique du constantan et celle de la pièce rectifiée |
| λ | | W/m/K |
| ρ | kg/m ³ | Masse volumique |
| C | J/(kg.K) | Chaleur spécifique |
| κ | J.K ⁻¹ .m ⁻² .s ^{-1/2} | Effusivité thermique |
| Pe | - | Nombre de Peclet |
| h_{eq} | μm | Epaisseur de coupe équivalente |
| H | - | fonction de transfert du thermocouple |
| L_w | - | Longueur adimensionnelle de la pièce |
| l_w | mm | Longueur de la pièce |
| l_c | mm | Longueur de contact meule/pièce |
| l_{cj} | μm | Longueur de contact du grain avec la jonction |
| $l_e :$ | mm | longueur réelle ou mesurée |
| l_g | mm | longueur de contact géométrique |
| l_{wf} | μm | Longueur de contact de la surface d'usure du grain |
| l_{wt} | mm | longueur totale de la pièce rectifiée ou du capteur |

| | | |
|----------------|------------------------|--|
| l_{sp} | μm | Longueur du plan de cisaillement |
| M | inch^{-1} | Nombre de maille par pouce linéaire du tamis |
| n | - | Nombre d'essais |
| n_{ℓ} | - | Nombre de grain actif sur un tour de meule |
| $N_{\ell,sta}$ | cm^{-1} | Densité statique de grains actifs par unité de longueur de meule |
| $N_{\ell,dyn}$ | cm^{-1} | Densité statique de grains actifs par unité de longueur de meule |
| p | ms | Intervalle de partition |
| P | - | Probabilité |
| $P_{A/B}^T$ | mV | Fém de Peltier de A/B à la température T |
| P_t | W | Puissance totale de rectification |
| Q_w | W | Puissance absorbée par la pièce |
| q | W/mm^2 | Flux |
| q_m^w | | Flux moyen global absorbé par la pièce |
| q^f | | Flux transmis au fluide |
| q_m^t | | Flux total produit à l'interface meule/pièce |
| q_{cj} | | Flux absorbé par la jonction lors de l'action d'un grain |
| q_{wl} | | Flux absorbé par la jonction lors de l'action d'un grain |
| q_{wf} | | Flux produit à l'interface grain/surface sous le grain |
| q_{wf}^g | | Flux local absorbé par le grain par la surface d'usure |
| q_{wf}^w | | Flux local absorbé par la pièce par la surface d'usure |
| q_{sp} | | Flux produit dans la bande de cisaillement |
| q_{sp}^{ch} | | Flux absorbé par le copeau dans la bande de cisaillement |
| q_{sp}^w | | Flux absorbé par la pièce sous le copeau |
| $q_{c,wf}$ | | Flux généré sous le grain lors du frottement d'un grain sur la feuille de constantan |
| $q_{w,wf}$ | | Flux généré sous le grain lors du frottement d'un grain sur la feuille de constantan |
| $q_{c,wf}^c$ | | Flux absorbé par la feuille de constantan sous le grain |

| | | |
|--------------------------|----------|--|
| $q_{c,wf}^g$ | | Flux absorbé par le grain lors du frottement avec la feuille |
| r_l | mm | Rayon du faisceau laser |
| R | Ω | Résistance |
| R_l | - | Rapport des longueurs de contact réelle et géométrique |
| R_w | - | Coefficient de répartition global |
| σ | - | Ecart type (chapitre 3) |
| s | mm | Distance entre deux grains actifs dans le même sillon |
| S | | Numéro de structure de la meule |
| τ_r | ms | Constante de temps pour le chauffage |
| τ_c | ms | Constante de temps pour le refroidissement |
| T_e | μs | Période d'échantillonnage |
| T | °C | Température |
| T_0 | | Température initiale |
| T_{inf} | | Température en régime permanent |
| T_{burn} | | Température d'apparition de la brûlure |
| T_{fb} | | Température de vaporisation du fluide de coupe |
| T_c | | Température de la feuille de constantan |
| T_{qs} | | Température en régime quasi stationnaire |
| T_{wb} | | Température de fond |
| T_{am} | | Température en amont de la feuille de constantan |
| T_{av} | | Température en aval de la feuille de constantan |
| T_{le} | | Température enveloppe inférieure |
| T_j | | Température de la jonction |
| T_{mel} | | Température de fusion du matériau |
| $T_{c,wf}^g, T_{c,wf}^w$ | | Température de contact grain/feuille de constantan |
| $T_{w,wf}^g, T_{w,wf}^w$ | | Température de contact grain/pièce rectifiée |
| T_{cb} | | Température de fond de la feuille de constantan |
| T_{wb} | | Température de fond de la pièce |
| T_{exp} | | Température mesurée par le thermocouple |
| t | s | Temps |

| | | |
|-------------|--------------------|---|
| t_g | ms | Temps écoulé entre deux grains passant dans le même sillon |
| t_{cj} | ms | Temps de chauffage de la jonction du thermocouple |
| t_{cs} | ms | Temps de contact global entre le meule et l'électrode |
| t_{ws} | ms | Temps de contact global entre le meule et le capteur ou la pièce rectifiée |
| t_l | ms | Temps écoulé à partir du premier contact grain/jonction |
| $t_{n-1,P}$ | - | Coefficient de Student, n est le nombre de mesure et P le niveau de confiance |
| θ | rad | Angle |
| U | mV | Tension |
| V_s | m/s | Vitesse tangentielle de la meule |
| V_w | mm/s | Vitesse de la pièce |
| V_c | m/s | vitesse de coupe |
| x,y,z | - | Coordonnées d'un point |
| X, Y, Z | - | Coordonnées adimensionnelles |
| Z_w | mm ³ /s | débit de copeau |
| Z'_w | mm ² /s | débit spécifique de copeau |

INDICES :

| | | | |
|----|--------------------------------------|--------|-------------------------------------|
| i | isolant | wb | Workpiece background |
| c | constantan | cb | Constantan background |
| w | Workpiece ; pièce rectifiée | am | Amont (en arrière de la feuille) |
| g | grain | av | Aval (en avant de la feuille) |
| wf | Wear flat ; surface d'usure du grain | m | Valeur moyenne |
| sp | Shear plane, plan de cisaillement | Max(i) | Valeur maximale |
| ch | Chip, copeau | min | Valeur minimale |
| f | fluide | inf | Valeur atteinte en régime permanent |

INTRODUCTION

La rectification est un procédé d'usinage par abrasion. Les abrasifs ont été utilisés dès la plus haute antiquité puisque l'homme aiguisait ses outils et ses armes. Les premières meules étaient taillées dans des blocs de pierre dure. Ce n'est que depuis la fin du 19^{ème} siècle que sont fabriquées des meules à partir d'abrasif incorporé à un liant artificiel. Aujourd'hui, en France, le marché des abrasifs détient un volume financier d'environ 300 M€ et les rectifieuses représentent 17 % du parc de machines-outils. L'intérêt, à porter dans ce domaine est donc justifié, d'autant plus que la phase de rectification constitue la dernière phase de fabrication de la pièce lui conférant une partie importante de sa valeur ajoutée.

Ce procédé d'enlèvement de matière par abrasion permet d'usiner des surfaces de dureté élevée (65 HRC) avec des tolérances dimensionnelles de l'ordre du micron. Les énergies spécifiques, de l'ordre de 50 J/mm^3 , sont nettement supérieures à celles rencontrées dans les autres procédés d'usinage (tournage, fraisage). La majeure partie de l'énergie produite est transformée en chaleur, ce qui génère des températures élevées à l'interface meule/pièce. Les vitesses de chauffage peuvent atteindre 60000°C/s , ce qui peut induire des transformations métallurgiques en sous-couche et des brûlures. La problématique principale réside donc dans la limitation de l'énergie absorbée par la pièce pour répondre aux exigences de qualité avec l'objectif éventuel d'augmenter les débits matière. La connaissance de la température est donc fondamentale pour la maîtrise d'une opération de rectification.

L'objet de cette thèse est d'apporter une contribution à la compréhension des échanges thermiques en rectification plane principalement. La caractérisation complète des transferts de chaleur à l'interface meule/pièce nécessite la mesure de la température au plus proche de la surface rectifiée.

Dans le premier chapitre de cette thèse, nous avons présenté les généralités sur le procédé : la meule, le mode de formation d'un microcopeau et les types d'endommagement thermique. Nous rappellerons ensuite quelques résultats issus de la théorie de la source mobile de Jaeger afin de décrire le champ de température dans la pièce et les paramètres influençant ce dernier. Un état de l'art sur les différentes modélisations des échanges thermiques contribuera à mettre en évidence la complexité du procédé ainsi que les limites des approches théoriques actuelles. Nous présenterons ensuite une synthèse des différents moyens expérimentaux existants pour la mesure de température et nous justifierons le choix du thermocouple rectifiable à partir de différents critères d'ordre métrologique.

Le second chapitre a pour objectif d'effectuer la conception du capteur et de définir son comportement thermique. Un étalonnage dynamique permettra de définir la constante de temps du thermocouple. En raison du caractère intrusif de la méthode, la température mesurée est différente de la température à mesurer. Nous analyserons les différentes sources d'erreur possibles inhérentes à la technique de mesure. Un modèle analytique et une simulation par éléments finis permettront de définir des coefficients d'erreur sur la température mesurée pour le calcul des flux locaux et globaux.

Le troisième chapitre est consacré à la détermination expérimentale du flux global absorbé par la pièce. A partir d'une étude de répétabilité sur la technique de mesure, nous proposons une méthode pour définir le flux global absorbé et le coefficient de répartition énergétique. Nous effectuerons, grâce à une acquisition haute fréquence, une analyse du signal permettant d'interpréter les modes d'action des grains à la surface de la jonction. Une méthode simple de traitement du signal aux bornes du thermocouple, en rapport avec la physique de l'abrasion, permettra de déterminer quelle température prendre en compte pour une approche globale et les conditions limites à partir desquelles l'approche globale n'est plus pertinente. Les résultats seront corrélés aux résultats issus de la simulation.

Dans le quatrième chapitre, quelques modifications sont apportées au capteur en vue d'une étude plus locale à l'échelle du grain. A partir de l'observation de la jonction du capteur et de la modélisation du champ de température tridimensionnel consécutif à l'action d'un grain, nous déterminons les facteurs pouvant influencer la réponse locale de la jonction du thermocouple. Ensuite, nous présentons une méthode pour l'interprétation du signal haute fréquence et pour l'estimation du flux de chaleur local absorbé par la pièce sous le grain. Une discussion sur les flux locaux et globaux permettra d'identifier les perspectives pour les futurs travaux de recherche.

I Analyse thermique de la rectification

La rectification est un procédé d'usinage utilisant une meule, c'est-à-dire un solide de révolution constitué par des grains abrasifs agglomérés par un liant. La meule est animée d'un mouvement de rotation rapide, et le mouvement relatif pièce-meule permet d'engendrer des surfaces planes, des surfaces de révolution comme des surfaces plus complexes (filetage par exemple). La rectification permet l'usinage de matériaux durs, l'obtention de tolérances dimensionnelles serrées (jusqu'au micron) ainsi que des états de surface de qualité ($R_a = 0,1 \mu\text{m}$).

Pour fixer les idées, il est intéressant de voir quelques différences entre la rectification conventionnelle et le tournage ou fraisage :

- Les vitesses de coupe s'expriment en mètres par seconde au lieu de mètres par minute.
- Pour les avances et les profondeurs de passe, le millimètre est remplacé par le micromètre (sauf en rectification passe profonde) ;
- Les copeaux formés ont l'apparence de poussière ; ce sont des micro-copeaux.
- Le temps de formation d'un copeau par arête de la meule est de l'ordre du dix millième de seconde.
- La géométrie des arêtes de coupe et les angles de coupe sont constamment variables pendant l'opération. Une approche statistique est donc nécessaire pour une description locale du procédé à l'échelle du grain.

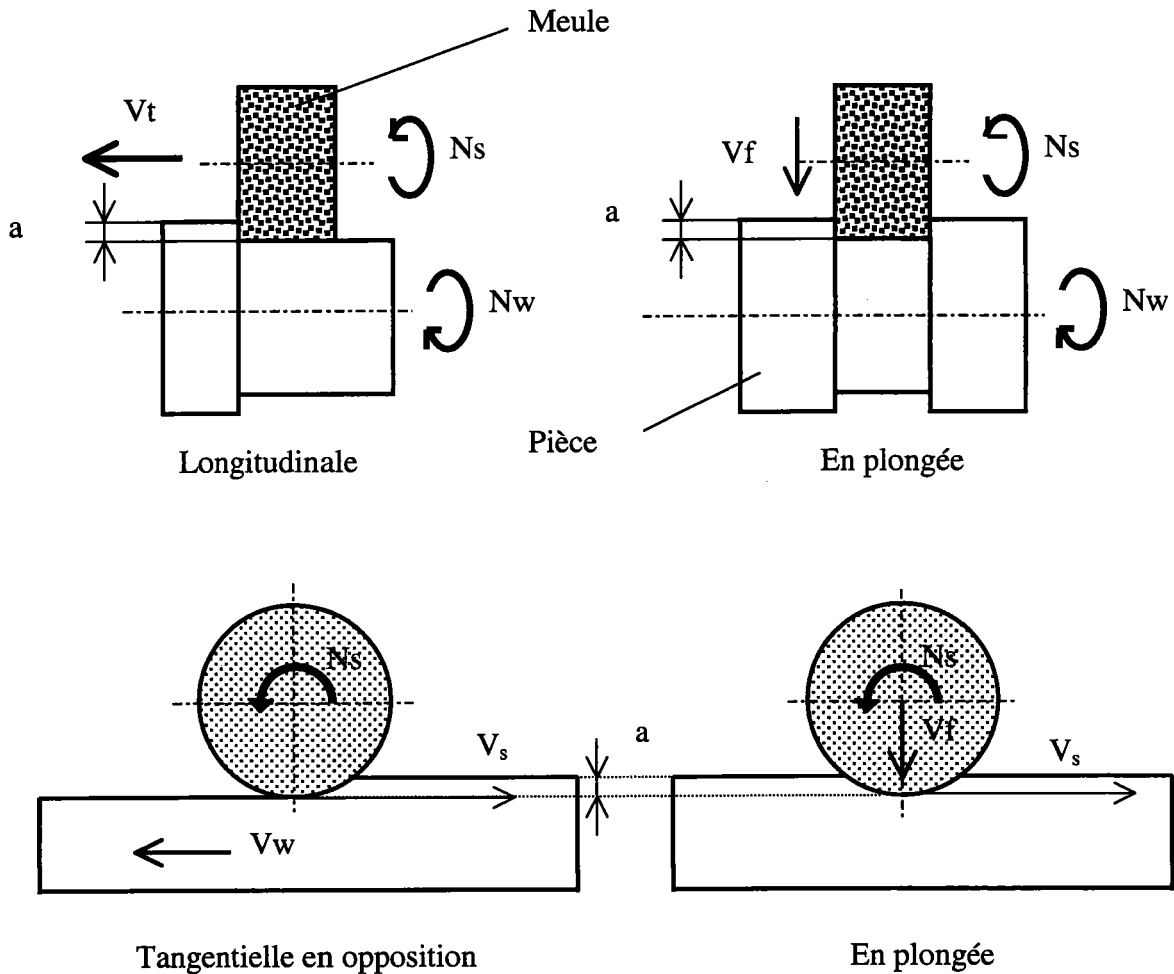
Les principaux modes de rectification pour l'obtention de surfaces cylindriques et de surfaces planes sont schématisées sur la Figure 1.1. Si la vitesse d'avance a le même sens que la vitesse périphérique de la meule, on parle de rectification en concordance (ou en avalant), si elles sont opposées, la rectification est en opposition.

1.1 L'outil : la meule

Le cahier des charges de la surface à rectifier peut comporter diverses contraintes:

- Contraintes d'ordre géométrique liées à la forme de la surface : cylindricité, planéité...
- Contraintes de position de la surface réalisée par rapport à certaines surfaces de référence.
- Contrainte d'état de surface définie par différents critères de rugosité.

- Contrainte d'ordre métallurgique : le procédé de rectification ne doit pas modifier la dureté ou la microstructure de la pièce en sous couche. Un niveau de contrainte résiduelle de traction peut être proposé.
- Contrainte d'ordre esthétique ou visuelle : brillance, aspect visuel, absence de brûlures superficielles.



a : profondeur de passe en micromètre (par tour pour la rectification cylindrique en plongée) ;
 V_f : vitesse de plongée de la meule en m/s ou mm/mn ;
 N_s : fréquence de rotation de la meule en tr/min ;
 N_w : fréquence de rotation de la pièce en tour/min ;
 V_w : vitesse périphérique de la pièce en m/min ;
 V_s : vitesse tangentielle de la meule en m/s ;
 V_t : vitesse transversale de la meule en mm/min ;

Figure 1.1 Cinématique de la rectification cylindrique et plane

Pour une machine donnée, la réussite d'une opération de rectification dépend du choix de la meule, de sa préparation (diamantage), et des conditions de rectification (qualité de l'arrosage, choix du lubrifiant, profondeur de passe, vitesse périphérique de la meule etc...). Le nombre élevé de paramètres d'entrée peut apparaître parfois comme un problème insoluble pour un non spécialiste mais le procédé offre une multitude de combinaisons possibles garantissant le respect du cahier des charges de la surface. Il est possible de définir un domaine de fonctionnement pour un même couple meule/opération à réaliser (C. Lescalier, [1.1]) dont les limites sont à restreindre en fonction de critères techniques (vibrations, brûlures, puissance disponible à la broche etc...) et économiques (coût, usure de meule, objectif de productivité et de rentabilité).

Afin de cerner le procédé dans sa complexité, nous allons décrire succinctement l'outil qu'est la meule.

La meule est un corps composite de révolution constitué, en général, d'un ensemble de grains abrasifs, d'une matrice appelée liant, et d'un volume d'air conférant à la meule une certaine porosité.

Les grains d'abrasif tiennent une part fondamentale dans le procédé de rectification car ils sont directement en contact avec la surface usinée. On distingue deux familles d'abrasifs : les abrasifs conventionnels que sont l'alumine et le carbure de silicium et les superabrasifs comme le diamant et le CBN utilisé notamment en rectification grande vitesse. Un grain se caractérise par sa taille, son état de surface, sa forme, sa dureté, sa friabilité, son aptitude à la microfragmentation, sa conductivité thermique, sa stabilité thermique et chimique.

L'abrasif alumineux est le plus utilisé bien que sa dureté soit la plus faible ($HV = 2000$ à 2500 daN/mm²). Les trois variétés d'alumine ; ordinaire, semi friable et supérieure, se distinguent par une pureté croissante. L'alumine supérieure (à 99 % de pureté) possède une bonne dureté et une bonne friabilité et son emploi est recommandé pour des opérations de rectification pour lesquelles on souhaite éviter un échauffement trop important.

Le carbure de silicium possède une dureté supérieure à l'alumine ($HV = 3000$ daN/mm²), le grain est plus anguleux et se fragmente plus facilement. La réaction du carbure de silicium avec le fer limite son emploi pour la rectification des aciers mais il reste adapté à l'usinage de la fonte et des matériaux non ferreux.

Le nitrure de bore cubique polycristallin est l'abrasif le plus performant après le diamant car il possède une dureté élevée ($HV = 4000$ daN/mm²), ses arrêtes de coupe sont très vives et il est stable thermiquement jusqu'à environ 1000 °C. Son coût élevé le rend intéressant pour des

travaux sur des matériaux de grande dureté et lorsque les cadences de production nécessitent la réduction des temps de diamantage. Nous verrons aussi que sa conductivité thermique élevée permet de réduire les températures atteintes.

Le diamant possède la dureté la plus élevée mais il réagit avec les aciers, ce qui limite son domaine à la rectification de matériaux à très hautes caractéristiques mécaniques comme le carbure de tungstène, les céramiques et les alliages de titane. De plus, sa stabilité thermique est limitée à la température de 900°C à partir de laquelle il se transforme en graphite (sous pression).

Le liant a deux fonctions essentielles dans la conception d'une meule. La première est d'équilibrer les forces exercées par la pièce ou le copeau sur le grain actif. La seconde est de donner une certaine rigidité globale à la meule de manière à résister aux forces centrifuges mais aussi à transmettre la puissance délivrée par la broche. Elle est caractérisée par un module d'élasticité équivalent de l'ensemble grain, pore, liant. Notons que l'apparition de meules électrodéposées ou à segments au CBN pour l'usinage grande vitesse a introduit un troisième élément : le corps de la meule réalisé en acier ou en aluminium. Il existe plusieurs type de liants :

- agglomérant céramique ou vitrifié : c'est le liant le plus utilisé. Pour un abrasif alumineux, celui-ci est proche du verre alors que le carbure de silicium s'apparente plus au grès ou à la porcelaine. Les liants céramiques peuvent être réalisés avec un volume de pore contrôlable et en diverses duretés. Les résistances des ponts de liants sont suffisantes pour des opérations jusqu'à des vitesses de 35 m/s et leur rupture sous la pression exercée lors de la coupe s'effectue dans de bonnes conditions de manière à garantir l'évacuation des grains usés et un autoaffûtage.
- agglomérant résinoïde ou bakélite : il est utilisé principalement avec le diamant et le CBN. Le grain est enrobé dans la résine. La porosité de la meule est nettement plus faible que pour les meules à liant céramique et la structure obtenue est plus dense. Il en résulte une force de rétention du grain importante qui est exploitée pour des travaux de tronçonnage, d'ébarbage avec des débits matière élevés. L'échauffement du liant et la pression exercée par les copeaux à l'interface meule/pièce permettent de créer une porosité et une ouverture de la meule en surface.
- Liant métallique : la force de rétention élevée de ce type d'agglomérant empêche tout autoaffûtage, ce qui limite leur utilisation aux abrasifs les plus durs (Diamant et CBN). Les liants habituellement employés sont frittés (en bronze) mais d'autres matériaux

comme l'acier et le carbure de tungstène peuvent être utilisés lorsque les forces de rétention du grain doivent être plus élevées.

- Liant galvanique : les grains sont déposés à la surface du corps de la meule et les liaisons sont réalisées par dépôt électrolytique d'une couche de Nickel. La faible quantité d'abrasifs présents à la périphérie de la meule justifie leur plus faible coût par rapport aux meules CBN vitrifiées à segments.

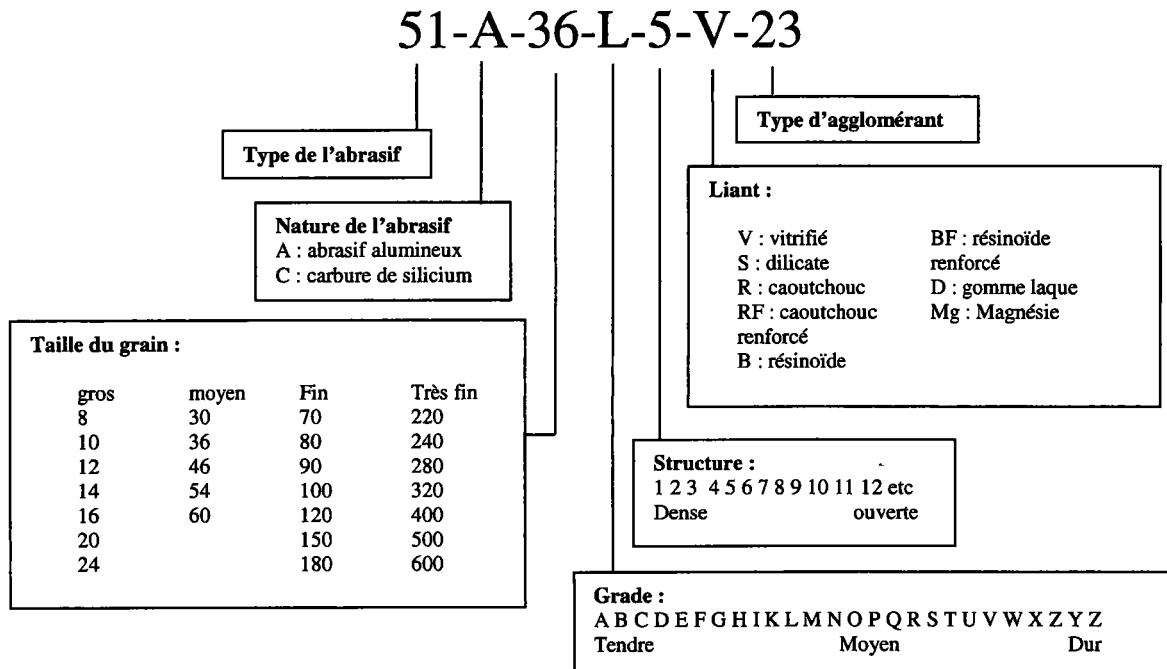


Figure 1.2 : spécification normalisée d'une meule conventionnelle

La spécification d'une meule conventionnelle est représentée sur la Figure 1.2. La taille du grain est déterminée par un chiffre compris entre 8 et 600. Le chiffre est d'autant plus élevé que le diamètre moyen du grain est petit. Il indique le nombre de mailles par pouce linéaire (25,4 mm) du tamis qui laisse passer les grains de la meule. La taille des grains est obtenue par tamisage jusqu'à M = 240 et par sédimentation pour les grains plus petits. Les grains les plus gros (de 8 à 24) sont principalement utilisés dans les opérations d'ébarbage et d'ébavurage (SRG), les grains de diamètre allant de 30 à 60 sont réservés à la semi finition des aciers, à l'affûtage et les plus fins servent aux travaux de finition et au polissage pour les tailles 500 à 600.

La granulométrie d'une meule est définie par passage des grains à travers 5 tamis successifs avec des ouvertures de mailles décroissantes d'un facteur $\sqrt{2}$. Par exemple, le grain 46 (utilisé durant les essais) va passer dans 5 tamis successifs 30, 40, 45, 50 et 60 à partir d'un

échantillon standard de grains. La procédure préconise 0 % de rétention sur le tamis de maille 30 (aucun grain de diamètre supérieur à 595 μm), un minimum de 70 % des grains traverse le tamis 40 (moins de 30 % des grains ont un diamètre compris entre 420 μm et 595 μm), un minimum de 40 % est retenu dans le tamis 45 (40 % des grains ont un diamètre compris entre 354 μm et 420 μm), un minimum de 65 % des grains est retenu dans les tamis 45 et 50 ce qui garantit que 65 % des grains ont un diamètre compris entre 297 μm et 420 μm . Dans le dernier tamis, seulement 3 % des grains traverse. Par conséquent, on peut estimer que 97 % des grains ont un diamètre compris entre 250 et 595 μm [1.2]. Cependant, les fabricants de meule se sont fixé un critère plus simple basé sur l'ouverture de la maille du tamis de référence. Cette ouverture correspondant à 60 % de l'espacement entre deux fils successifs du tamis et le diamètre moyen du grain est alors :

$$d_g = 0,6M^{-1} \text{ avec } d_g \text{ en pouce} \quad (1.1)$$

$$d_g = 15,2M^{-1} \text{ avec } d_g \text{ en mm} \quad (1.2)$$

Pour un grain 46 le diamètre nominal est de 330 μm .

On peut regretter que dans la spécification ou dans la norme, il n'y ait aucune information sur l'incertitude de cette valeur moyenne.

Komanduri [1.5] considère un diamètre maximal égal à la distance moyenne entre 2 fils du tamis de référence 46 et un diamètre mini en utilisant le tamis suivant 54 plus fin. Les valeurs obtenues sont $d_{g\text{max}} = 354 \mu\text{m}$ et $d_{g\text{min}} = 291 \mu\text{m}$ et la valeur moyenne est $\bar{d}_g = 323 \mu\text{m}$. Dans son approche stochastique, il suppose que le diamètre du grain est distribué suivant une loi normale et que la largeur de la distribution sur $8,8\sigma$ est égale $\frac{d_{g\text{max}} - d_{g\text{min}}}{2}$ ce qui donne un

écart type de 8 μm ! Cette valeur est beaucoup trop faible. Si on considère la probabilité fournie par Malkin :

$$P(250 < d_g < 595 \mu\text{m}) = 0,97 \text{ et } \bar{d}_g = 330 \mu\text{m} \quad (1.3)$$

La résolution numérique de l'équation utilisant la distribution de Gauss de moyenne \bar{d}_g ayant pour inconnue l'écart type σ :

$$P(250 \leq d_g \leq 595) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma} \int_{250}^{595} e^{-\frac{(d_g - \bar{d}_g)^2}{2\sigma^2}} dd_g = 0,97 \quad (1.4)$$

fournit un écart type $\sigma = 42,5 \mu\text{m}$. Cet écart type est élevé et paraît plus réaliste que la valeur proposée par Komanduri et il faudra donc en tenir compte dans les futurs calculs ou analyse à l'échelle locale du grain.

Le grade est désigné par une lettre de l'alphabet de A à Z par dureté croissante. Il correspond à la force avec laquelle le grain est retenu par le liant. Il peut être déterminé par la porosité globale de la meule. Il n'y a pas d'échelle unique de correspondance entre le grade de la meule et sa porosité et pour le même grade, la porosité pourra varier d'un fabricant à l'autre.

Le numéro de structure indique la concentration en volume du grain dans la meule. Un chiffre élevé indique une plus faible quantité d'abrasif et une porosité élevée. Une formule empirique permet de déterminer la concentration volumétrique de grain :

$$V_g (\%) = 2(32 - S) \quad (1.5)$$

La concentration maximale technologiquement réalisable est de 64 %. En rectification de finition et de semi finition, V_g varie peu autour de 50 %, ce qui donne à la meule un comportement plutôt tendre. La technologie de fabrication des meules ne permet pas de descendre en dessous de 40 % en raison des risques de décohésion.

Une des grandes difficultés de la rectification réside donc principalement dans la grande variabilité géométrique de la meule, que ce soit au niveau de la forme des grains, de leur taille, de leur répartition, de leur propriétés mécaniques (mode de rupture, usure, dureté) et thermophysiques. Nous allons maintenant présenter le mode de formation d'un copeau en nous intéressant à l'interface grain/matière et montrer quelles sont les différences avec les procédés de coupe classiques (tournage, fraisage).

1.2 Mode de formation d'un micro-copeau en rectification

Dans les procédés de coupe classique, l'outil est optimisé géométriquement de manière à minimiser l'énergie nécessaire à la production du copeau. Il n'y a pratiquement aucune déformation jusqu'à l'instant où la matière usinée atteint la bande de cisaillement AB (Figure 1.3). La matière est alors cisailée instantanément au niveau du plan de cisaillement et il n'y a pas de déformation en dehors de celle du copeau. Celui-ci est soumis à une pression de contact et à des forces de frottement élevées sur l'arrête de coupe AC, ce qui engendre une seconde zone d'écoulement plastique jusqu'à environ la moitié de la zone de contact outil/copeau AC, puis une zone de frottement dynamique sur le reste de l'arrête CD. La majeure partie de l'énergie est évacuée dans le copeau. Trois quarts de cette énergie sont liés au cisaillement dans la plan AB et le dernier quart est attribué au cisaillement et au frottement sur la face de coupe de l'outil AC [1.6].

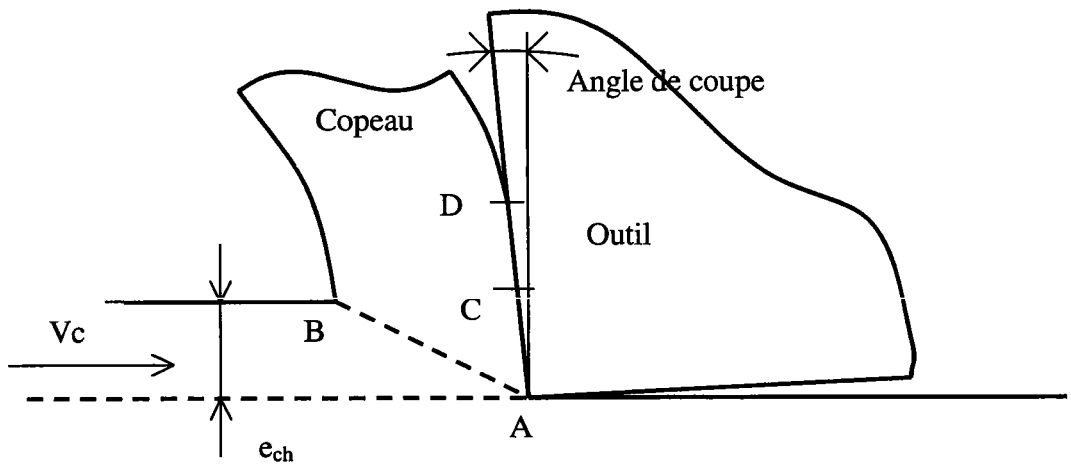


Figure 1.3 : Schématisation du mode de formation du copeau en coupe [1.6]

L'énergie spécifique u est une caractéristique fondamentale pour les procédés d'usinage. Elle représente l'énergie nécessaire à la production d'un volume unitaire de copeau. Elle est calculée par la relation :

$$u = \frac{P_t}{Z_w} = \frac{F_t V_c}{V_c b e_{ch}} = \frac{F_t}{b e_{ch}} \quad (1.6)$$

P_t est la puissance de coupe et Z_w le débit copeaux, V_c la vitesse de coupe, b la largeur de coupe, et e_{ch} la profondeur de passe (correspondant à l'épaisseur du copeau non déformé).

L'ordre de grandeur de cette énergie spécifique est 2 J/mm^3 . La puissance dissipée se décompose globalement [1.4] en :

- 5 % dans la pièce
- 5 % dans l'outil
- 90 % dans le copeau.

Contrairement à la coupe, la rectification s'effectue à l'aide de particules abrasives de géométrie non contrôlée et produit des micro-copeaux à des vitesses très élevées. On distingue la rectification d'ébarbage et de tronçonnage (SRG, « stock removal grinding ») et la rectification de forme et de finition (FFG, « Fine Finish Grinding »). Le premier type n'a aucune exigence de qualité, la taille des copeaux produits est relativement grande (0,1 mm d'épaisseur) et l'usure de la meule est suffisamment rapide pour ne pas nécessiter de diamantage. Au contraire, la rectification de forme et de finition est utilisée lorsque la pièce est difficilement usinable par les autres procédés en raison de sa dureté élevée et lorsque la surface requiert des cotes précises et une bonne rugosité.

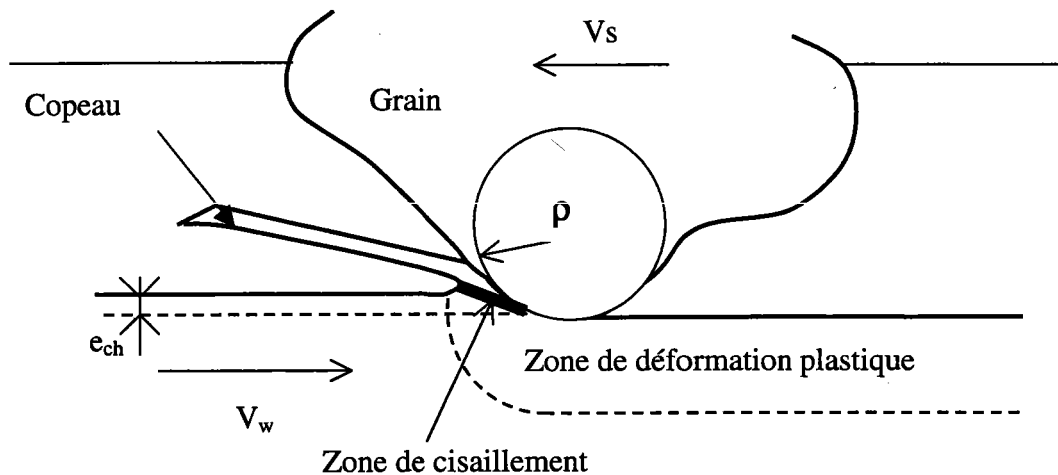


Figure 1.4 : Schématisation du mode de formation du copeau en rectification

La principale différence entre la rectification de finition par rapport à la coupe est la faible épaisseur de copeau comparée au rayon courbure ρ (Figure 1.4) de l'arrête du grain coupant. L'angle de coupe d'un grain est fortement négatif, ce qui rend difficilement applicable le modèle de la coupe orthogonale. L'inclinaison de la résultante des forces entre le grain et la pièce provoque une zone déformée plastiquement qui s'assimile à celle produite lors d'un essai de dureté Brinell. Le copeau est extrudé en dehors de la région sous contraintes en formant des bourrelets latéraux. Le volume (ou débit) de matière plastiquement déformée est

estimé 75 fois supérieur au volume de copeaux [1.4]. En rectification de finition, le volume de matière à déformer plastiquement est très important par rapport au volume de copeau produit ce qui nécessite des niveaux d'énergie spécifique élevés. Cette énergie peut s'exprimer comme une fonction puissance de l'épaisseur du copeau :

$$u \equiv \frac{1}{e_{ch}^n} \quad (1.7)$$

n varie entre 0,8 et 1 pour la rectification, alors qu'il est proche de 0,2 en usinage.

| | e_{ch} (μm) | u (J/mm^3) | n |
|-------|----------------------------|--------------------------------|---------|
| Coupe | 250 | 2 | 0.2 |
| SRG | 25 | 13.8 | 0.3 |
| FFG | 1.25 | 68.9 | 0.8-1.0 |

Tableau 1.1 : Exemple d'énergie spécifique en coupe, rectification d'ébauche et de finition

Les premières recherches en rectification ont tenté d'expliquer ce phénomène en appliquant le modèle de formation d'un copeau. Les auteurs ont considéré une énergie spécifique liée uniquement à l'énergie de cisaillement du copeau mais la contrainte résultante calculée était très largement supérieure à la contrainte d'écoulement plastique du matériau. D'après la théorie d'échelle, cette augmentation apparente de la contrainte d'écoulement avec la diminution de l'épaisseur du copeau est attribuée à la plus grande probabilité de cisailier de petits volumes de métal possédant un plus faible niveau de dislocation. Cependant, l'application de la théorie des dislocations à l'usinage des métaux prévoit des densités de dislocations extrêmement élevées dans la zone de cisaillement ce qui rend cette théorie insuffisante pour justifier le phénomène. Compte tenu de la grande vitesse de formation d'un copeau en rectification, le processus de déformation plastique est considéré comme adiabatique ce qui signifie que le temps n'est pas suffisant pour que la chaleur générée soit évacuée vers l'extérieur. Sous l'hypothèse d'un processus adiabatique, l'énergie nécessaire à la déformation plastique d'une unité de volume devrait être majorée par l'énergie nécessaire à la fusion du même volume de matière. L'énergie de fusion de l'acier par unité de volume est $10,5 \text{ J}/\text{mm}^3$ et l'énergie spécifique de rectification de l'acier est nettement plus élevée avec des valeurs comprises entre 20 et $60 \text{ J}/\text{mm}^3$ voire plus en rectification de finition. Il semble donc évident qu'une énergie spécifique de rectification aussi élevée n'est pas liée au processus de formation du micro copeau.

L'observation des grains à la surface d'une meule montre la présence de facettes et de rayures suivant la direction de rectification. Une partie de l'énergie spécifique de rectification est donc

liée au frottement des grains directement à la surface de la pièce. Des essais effectués par Malkin [1.2] montrent que, pour des conditions de rectifications fixées, l'effort normal et l'effort tangentiel augmentent linéairement avec la surface réelle de contact meule/pièce. Ces efforts peuvent donc être décomposés suivant une composante liée au frottement (sl) et une autre liée à la coupe (c).

$$F_t = F_{t,c} + F_{t,sl} \quad (1.8)$$

$$F_n = F_{n,c} + F_{n,sl} \quad (1.9)$$

A partir de cette décomposition, on peut déterminer l'énergie spécifique u_c liée à la formation du copeau :

$$u_c = \frac{P_{t,c}}{Z_w} = \frac{F_{t,c} V_s}{b V_w a} \quad (1.10)$$

Cette énergie spécifique serait obtenue avec une meule parfaitement dressée et une surface d'usure nulle. La Figure 1.5 montre que l'énergie spécifique de coupe est très élevée pour les faibles débits et qu'elle décroît avec l'augmentation du débit par unité de largeur de meule. On voit donc apparaître un effet d'échelle pour les faibles épaisseurs de copeau. En appliquant un modèle de micro extrusion, Shaw [1.6] estime la déformation à $\epsilon = 4,6$ et la vitesse de déformation à $\dot{\epsilon} = 1.25 \cdot 10^5 \text{ s}^{-1}$. Compte tenu des températures élevées (supérieures à $700 \text{ }^\circ\text{C}$) dans la zone de cisaillement, la contrainte d'écoulement plastique dépend principalement de la vitesse de déformation et l'ordre de grandeur de l'énergie spécifique de formation du copeau est 30 J/mm^3 .

L'autre mécanisme de déformation plastique présent dans le processus de rectification est le micro labourage ou micro sillonnage consécutif à la pénétration du grain dans la matière qui peut être accompagnée ou non de la formation d'un copeau. A partir d'une certaine profondeur de pénétration du grain (fonction de l'angle de coupe, du coefficient de frottement, de la forme et de l'orientation du grain, de la dureté des grains et du matériau) il y a formation d'un micro copeau. Lorsque le débit augmente avec a et V_w , le rapport entre la profondeur seuil de formation d'un micro copeau et l'épaisseur maximale de copeau devient plus faible et la part relative d'énergie liée au micro labourage décroît. En l'absence de micro labourage, l'énergie spécifique de coupe tend vers l'énergie de formation d'un micro copeau u_{ch} .

L'énergie spécifique de rectification peut donc s'écrire sous la forme :

$$u = u_{ch} + u_{sl} + u_{pl} \quad (1.11)$$

u_{ch} est l'énergie spécifique nécessaire à la formation du copeau, u_{sl} est l'énergie de frottement du grain sur la surface rectifiée et u_{pl} l'énergie de déformation plastique provoquant un sillon. La valeur minimale de l'énergie spécifique de rectification correspond donc à u_{ch} estimé à $13,8 \text{ J/mm}^3$. Cette valeur est d'une part nettement plus élevée que celle rencontrée en fraisage ou en tournage et ,d'autre part, reste insensible aux éléments d'alliage ou aux traitements thermiques. Pour expliquer cette particularité, il faut comparer l'énergie spécifique de cisaillement à l'énergie de fusion du matériau. Si on considère que 75 % de l'énergie de formation d'un micro copeau sont associés au cisaillement et 25 % au frottement entre le copeau et l'outil, on trouve une énergie spécifique de cisaillement de $10,4 \text{ J/mm}^3$ sensiblement identique à l'énergie de fusion d'un volume élémentaire d'acier. Cette égalité peut être attribuée aux grandes déformations et aux conditions presque adiabatiques rencontrées dans le processus de formation du copeau [1.7]. L'angle de coupe fortement négatif (inférieur à -60°) engendre des déformations de cisaillement très élevées. Ainsi, l'énergie spécifique de formation d'un copeau en rectification (Figure 1.6) est majorée par l'énergie de fusion du matériau, ce qui explique l'absence de sensibilité aux traitements thermiques et aux éléments d'addition.

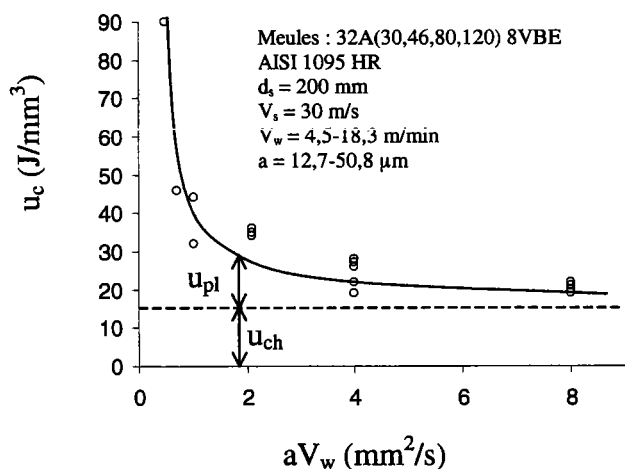


Figure 1.5 : Evolution de l'énergie spécifique de formation du copeau

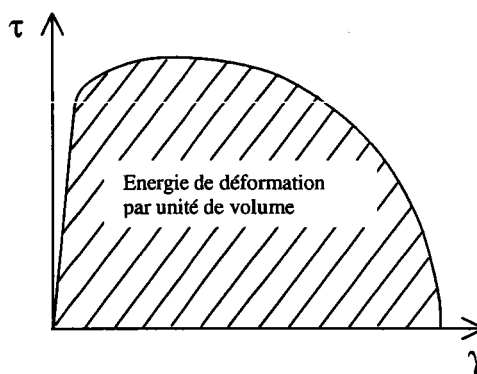


Figure 1.6 : courbe contrainte déformation pour un processus de cisaillement adiabatique

1.3 Conséquences du procédé sur l'intégrité des surfaces rectifiées

Nous venons de voir qu'une faible part de l'énergie nécessaire à une opération de rectification est liée à la production du copeau. L'énergie produite est alors dissipée principalement entre la meule, la pièce et le lubrifiant. On définit le coefficient moyen de répartition de la chaleur R_w par :

$$R_w = \frac{Q_w}{P_t} \quad (1.12)$$

où Q_w est la quantité de chaleur absorbée par la pièce et P_t la puissance totale de rectification. Ainsi en rectification de finition, la différence qui existe au niveau de la distribution de la chaleur entre l'usinage par coupe et l'usinage par abrasion provient directement du processus de formation du copeau.

Le tableau ci-dessous indique les ordres de grandeur pour R_w [1.4] dans différentes conditions de rectification :

| Meule | Matériau pièce | Lubrification | Rectification | R_w |
|---------------------------------------|------------------|---------------|---------------|-------|
| Al ₂ O ₃ ou SiC | Acier | sans | FFG | 0.8 |
| Al ₂ O ₃ ou SiC | Acier | avec | FFG | 0.5 |
| CBN | Acier | sans | FFG | 0.5 |
| CBN | Acier | avec | FFG | 0.3 |
| Diamant | Céramique, verre | sans | FFG | 0.4 |
| Diamant | Céramique, verre | avec | FFG | 0.2 |
| Al ₂ O ₃ ou SiC | Acier | sans | SRG | 0.05 |

Tableau 1.2 : Valeurs du coefficient de répartition R_w

Nous remarquons que la part d'énergie absorbée par la pièce est très différente suivant le matériau usiné, le type d'abrasif utilisé, la présence ou l'absence de lubrification, les épaisseurs de copeau. L'énergie dissipée à l'interface meule/pièce ainsi que les pressions élevées à l'interface grain/pièce peuvent engendrer des dommages métallurgiques principalement d'origine thermique ainsi que des déformations géométriques de la surface rectifiée. Plusieurs types d'endommagement thermique peuvent apparaître lorsque la surface de la pièce atteint des températures élevées [1.8] :

- trempe induite liée à la Martensite non revenue : la dureté en surface est plus importante que la dureté initiale
- revenu induit (martensite sur-revenue) : perte de dureté en surface
- oxydation et décarburation

- microfissures en surface.

Les dommages métallurgiques peuvent être détectés par les modifications de la microstructure, de la dureté en sous couche, par la présence de microfissures, par la diminution de la résistance en fatigue ou encore par la diminution de la limite à la rupture. Afin de comprendre l'origine de cet endommagement thermique, il est nécessaire de raisonner sur le diagramme TTA (Temps-Température-Austénitisation). Lorsque la surface est rectifiée, si la température à la surface dépasse la température d'austénitisation A_3 , il se produit, lors du refroidissement, de la martensite qui ne peut être transformée par la suite en cémentite en l'absence de revenu. Cette martensite très dure et fragile possède un volume plus important qui engendre des contraintes résiduelles de compression. La structure finale, après austénitisation, dépend de la vitesse de refroidissement. Pour des vitesses faibles, il peut apparaître de la bainite et de la perlite. Selon Shaw [1.8], la transformation de la phase initiale (constituée de cémentite et de ferrite) en Austénite en quelques dizaines de millisecondes n'est possible (contrairement aux traitements thermiques où une heure est nécessaire à la diffusion du carbone) que parce que la diffusion des atomes de carbone s'accompagne de déformations plastiques en cisaillement. En effet, il est possible que la transformation soit accélérée grâce à l'augmentation de l'énergie totale et de la densité des dislocations. Lorsque la pièce a subi un traitement thermique, si la température devient trop importante (500°C à 600°C) en restant inférieure à la température d'austénitisation, un phénomène de sur-revenu apparaît qui adoucit la pièce et diminue sa dureté en sous couche.

Il est difficile de maîtriser ces transformations métallurgiques pour plusieurs raisons :

- ces transformations s'effectuent à des vitesses de chauffage et de refroidissement beaucoup plus rapides que celles rencontrées dans les traitements thermiques. Il est alors difficile de raisonner sur les diagrammes TTA
- elles s'accompagnent de déformations plastiques pouvant modifier la cinétique de transformation de phase
- le refroidissement peut être accéléré par l'action du fluide de refroidissement ; la sous couche sous la surface rectifiée est donc soumise à deux sources froides : la masse de la pièce et le fluide.

Une des conséquences importantes des températures élevées en rectification, est l'apparition de contraintes résiduelles de traction préjudiciables à la durée de vie des pièces en fatigue. Les

recherches sur le sujet ont permis de détecter trois origines de l'apparition des contraintes résiduelles [1.9] :

1. Dilatation-compression thermiques : Durant la phase de chauffage si la contrainte équivalente liée à l'augmentation de température dépasse la limite élastique, des contraintes résiduelles de traction apparaissent en surface.
2. Les transformations de phase pour des températures élevées : comme nous l'avons montré précédemment, la présence de la martensite non revenue engendre deux zones de compression en surface séparées par une zone de forte traction.
3. Déformations plastiques liées à l'actions des grains : les pressions de Hertz exercées ainsi que les déformations importantes en cisaillement engendrent des contraintes résiduelles de compression qui peuvent devenir prépondérantes si les températures à l'interface ne modifient pas la microstructure de la surface rectifiée.

L'allure des 3 profils de contrainte est représenté sur la Figure 1.7.

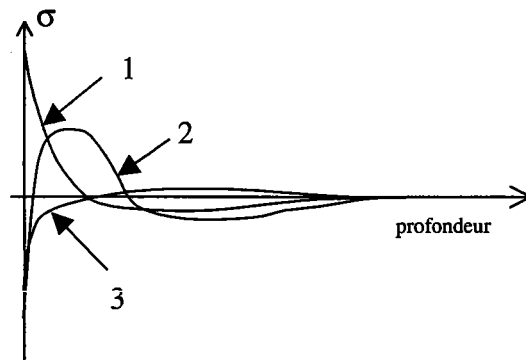


Figure 1.7 : Profils de contraintes résiduelles dans les cas 1, 2 et 3

Chen, Rowe et McCormack [1.9] montrent que la première cause d'apparition des contraintes résiduelles de traction est liée au phénomène de dilatation/compression liée à l'augmentation de la température suivie du refroidissement. Ils proposent un critère simple basé sur la température critique et sur la limite d'élasticité du matériau pour détecter l'apparition de contraintes résiduelles de traction. La température critique déterminée varie entre 100 °C et 600 °C en fonction du matériau, de son traitement thermique et de sa limite d'élasticité. Pour de l'acier C55 trempé et revenu (27 à 34 HRC), la température de transition entre les contraintes résiduelles de compression et de traction varie entre 200 et 230 °C et dépend peu des conditions de rectification. L'utilisation d'une meule CBN réduit les températures atteintes et permet d'éviter l'apparition de contraintes résiduelles de traction. Cependant, des

mesures effectuées par Kato et Fuji [1.11] montrent que l'intensité des contraintes résiduelles ne dépend pas seulement de la température maximale atteinte à l'interface mais aussi du gradient de température. De plus, une augmentation individuelle de la vitesse d'avance, de la profondeur de passe ou encore de la vitesse de meule engendre des niveaux de contraintes résiduelles de traction en raison de l'augmentation de la puissance générée à l'interface meule/pièce.

Mahldi [1.10] effectue des simulations par éléments finis en tenant compte à la fois des déformations plastiques d'origines mécanique et thermique et des transformations de phase. Il montre que les déformations plastiques et, par conséquent, les contraintes résiduelles, peuvent être sous estimées par la non prise en compte de l'évolution des propriétés du matériau en fonction de la température. La prise en compte des 3 phénomènes 1,2 et 3 (thermique, mécanique et métallurgique) montre que les résultats sont très sensibles aux chargements thermique et mécanique liés aux efforts locaux exercés par les grains. A efforts moyens constants, une plus faible surface réelle de contact (grains/pièce) peut engendrer des contraintes plus élevées.

1.4 Bilan des connaissances sur les échanges thermiques en rectification

Beaucoup de chercheurs ont travaillé sur la modélisation des échanges thermiques à l'interface meule/pièce. On peut distinguer une modélisation à l'échelle de la meule, qu'on nommera globale et locale à l'échelle du grain. Nous allons présenter dans cette partie les méthodes d'investigation analytiques, numériques et expérimentales permettant d'une part, de décrire l'évolution du champ de température dans la pièce et d'autre part, d'effectuer un bilan énergétique, c'est à dire de définir les fractions d'énergie transmises à la pièce, aux grains, aux copeaux et au lubrifiant. Les moyens de mesures ne seront pas détaillés car ils feront l'objet de la partie suivante. Nous insisterons sur les hypothèses, leur limite de validité, ainsi que sur le nombre de paramètres d'entrée. Afin d'effectuer un état de l'art sur les échanges thermiques en rectification, nous allons commencer par présenter les moyens simples d'investigation limitant le nombre de paramètres d'entrée et, par conséquent, la complexité du problème posé. L'approche la plus directe est l'approche globale mais elle suppose la connaissance du coefficient de répartition R_w , qui peut être déterminé expérimentalement, par une mesure de température, ou/et à partir des modèles d'échanges de chaleur aux interfaces.

1.4.1 De l'approche locale à l'approche globale du champ de température

Les modélisations locales et globales du champ de température sont basées sur la théorie de la source de chaleur mobile de Jaeger [1.12]. Dans l'approche locale, la source mobile peut être considérée comme une source liée au grain se déplaçant à la vitesse $V_s \pm V_w \approx V_s$ et de longueur correspondante au diamètre de la surface de contact grain/matière. Cette approche locale a été utilisée par Hahn et Worcester [1.14] pour calculer la température de contact grain/pièce et par Outwater et Shaw [1.13] pour la détermination de la température dans la bande de cisaillement. Hahn et Worcester [1.14] proposent de modéliser l'ensemble des sources de chaleur discrète se déplaçant à la vitesse V_s à l'interface meule/pièce par une source continue de vitesse V_w . Cette simplification est valable car le nombre de grains frottant en un point de la surface est supérieur à 100. Nous étudierons plus en détails la validité de cette hypothèse dans le Chapitre 3. En rectification conventionnelle, la profondeur de passe (5 à 50 μm) est très faible devant l'arc de contact géométrique meule/pièce (1 à 3 mm). L'expression de la longueur de contact géométrique en fonction de la profondeur de passe a et du diamètre de la meule d_s est :

$$l_g \approx \sqrt{ad_s} \quad (1.13)$$

La borne inférieure du rapport de l'arc de contact et de la profondeur de passe peut être estimée par :

$$\frac{l_g}{a} = \sqrt{\frac{d_s}{a}} \geq 63 \text{ pour } a = 50 \mu\text{m} \text{ et } d_s = 200 \text{ mm} \quad (1.14)$$

La courbure de la surface usinée est donc négligée et on considère que la surface d'application du flux est parallèle à la surface rectifiée.

L'équation générale de l'énergie (puissance) pour un volume élémentaire de la pièce peut s'écrire :

$$\underbrace{\rho \cdot \frac{de}{dt}}_{\text{Dérivée particulière de l'énergie interne volumique}} = \underbrace{\bar{\sigma} : \bar{D}}_{\text{- Puissance volumique des efforts intérieurs}} + \underbrace{r - \text{div}(\bar{q})}_{\text{Puissance calorifique échangée avec l'extérieur}} \quad (1.15)$$

Les hypothèses de la théorie de la source mobile appliquées à la rectification sont :

- La pièce est constituée d'un matériau homogène et isotrope

- Pour une approche purement thermique, le travail des efforts intérieurs n'est pas pris en compte.
 - La capacité calorifique, ainsi que la conductivité thermique du matériau sont supposées indépendantes de la température.
 - La pièce se déplace à vitesse constante $-V_w \bar{x}$ par rapport au bâti de la machine auquel on lie le repère $(O, \bar{x}, \bar{y}, \bar{z})$ représenté sur la Figure 1.8.
 - Il n'y a pas de création de chaleur
 - Le flux de chaleur est proportionnel au gradient de température suivant la loi de Fourier :
- $$\bar{q} = -\lambda_w \cdot \overline{\text{grad}(T)} \quad (1.16)$$
- La température est indépendante de z , ce qui revient à effectuer une modélisation bidimensionnelle.

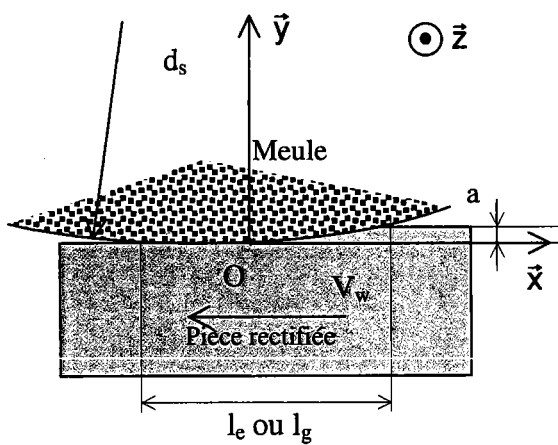


Figure 1.8 : Schéma définissant la longueur de contact géométrique

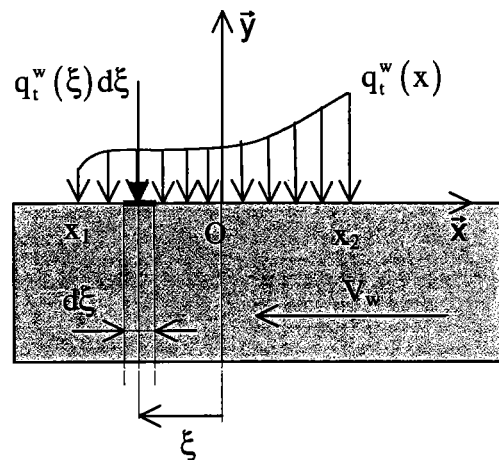


Figure 1.9 : Schéma de la pièce mobile par rapport à la source de chaleur absorbée par la pièce

Dans le repère $(O, \bar{x}, \bar{y}, \bar{z})$ fixe lié à la source de chaleur, la pièce se déplace horizontalement par rapport au repère R_0 à la vitesse $-V_w \bar{x}$:

Dans ces conditions, l'équation (1.15) s'écrit :

$$\rho_w c_w \frac{dT}{dt} = -\text{div}(\bar{q}) = \Delta T \quad (1.17)$$

Dans la formulation Eulerienne, l'équation de la chaleur devient :

$$\rho_w c_w \left(\frac{\partial T}{\partial t} - V_w \cdot \frac{\partial T}{\partial x} \right) = \lambda_w \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} \right) \quad (1.18)$$

En régime quasi permanent, la température en un point $M(x,y)$ fixe par rapport au repère R est indépendante du temps, on a donc :

$$\frac{\partial T}{\partial t} = 0 \quad (1.19)$$

l'équation différentielle finale est donc :

$$-\frac{V_w}{\alpha_w} \frac{\partial T}{\partial x} = \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} \quad (1.20)$$

avec $\alpha_w = \frac{\rho_w \cdot c_w}{\lambda_w}$: la diffusivité thermique de la pièce.

L'équation différentielle peut s'exprimer sous la forme adimensionnelle, en prenant la longueur de contact géométrique l_g et le flux moyen q_m^w absorbé par la pièce à l'interface meule/pièce comme grandeurs de référence:

En posant :

$$Pe_w = \frac{V_w l_g}{\alpha_w}, \quad X = \frac{x}{l_g}, \quad Y = \frac{y}{l_g}, \quad \theta = \frac{T \lambda_w}{q_m^w l_g}$$

On obtient l'équation adimensionnelle de la chaleur en régime permanent :

$$-\frac{1}{Pe_w} \frac{\partial \theta}{\partial X} = \frac{\partial^2 \theta}{\partial X^2} + \frac{\partial^2 \theta}{\partial Y^2} \quad (1.21)$$

Pe_w est le nombre de Peclet qui correspond au rapport du transfert de chaleur par convection au transfert de chaleur par conduction. La solution $T(x, y)$ (augmentation de température par rapport à la température initiale) de cette équation aux dérivées partielles, pour un flux surfacique $q_t^w(x)$ réparti sur l'intervalle $[x_1, x_2]$ à la surface de la pièce, est :

$$T(x, y) = \int_{x_1}^{x_2} \frac{q^w(\xi)}{\pi \lambda_w} \cdot \exp\left(-\frac{V_w}{2 \alpha_w} \cdot (x - \xi)\right) \cdot K_0\left(\frac{V_w}{2 \alpha_w} \cdot ((x - \xi)^2 + y^2)^{1/2}\right) d\xi \quad (1.22)$$

sous forme adimensionnelle avec $f_q(X) = q^w(X)/q_m^w$ la fonction de répartition du flux pour laquelle q_m^w représente le flux moyen :

$$\theta(X, Y) = \frac{1}{\pi} \int_{x_1}^{x_2} f_q(\zeta) \exp\left(-\frac{Pe_w}{2} \cdot (X - \zeta)\right) K_0\left(\frac{Pe_w}{2} \cdot ((X - \zeta)^2 + Y^2)^{1/2}\right) d\zeta \quad (1.23)$$

A partir des équations ci-dessus, il est possible de mettre en évidence l'influence :

- du nombre de Peclet (Figure 1.10) : la température adimensionnelle θ (proportionnelle au rapport de la température et de la puissance absorbée par unité de largeur de meule) augmente lorsque le nombre de Peclet diminue. Pour les faibles valeurs de Pe_w (inférieur à 20), l'augmentation de la température en avant de la source est liée au flux de conduction suivant x qui n'est plus négligeable par rapport au flux de convection lié la vitesse V_w de la pièce.
- du profil du flux (Figure 1.11) : pour les trois profils de flux uniforme, triangulaire et parabolique, les températures maximales sont très voisines. La position du maximum de température se situe au centre de la source pour la source triangulaire et à l'extrémité pour la source uniforme. La forme triangulaire du flux total q' est justifiée par l'augmentation de l'épaisseur de copeau non déformé dans l'arc de contact meule/pièce.
- de la vitesse V_w à puissance constante (Figure 1.12) : l'augmentation de la vitesse de la pièce V_w engendre une diminution des températures atteintes lorsque la longueur de contact et le flux restent constants. Cette dernière condition implique une augmentation du débit matière à profondeur de passe constante, ce qui nécessite de diminuer la vitesse périphérique de la meule de manière à compenser l'augmentation de puissance liée à l'augmentation du débit. On vérifie bien qu'à faible vitesse d'avance la montée en température de la pièce est plus lente pour des faibles valeurs de Pe_w .
- A puissance absorbée et vitesse V_w constantes (Figure 1.13) : l'augmentation de la longueur de contact diminue les température atteintes. Une meule de plus grand diamètre aura donc tendance à moins brûler la pièce pour enlever une même quantité de matière.

Pour un nombre de Peclet supérieur à 20 [1.18], le flux par conduction suivant x peut être négligé et le problème revient à résoudre l'équation unidimensionnelle de diffusion de la chaleur :

$$-\frac{V_w}{\alpha_w} \frac{\partial T}{\partial x} = \frac{1}{\alpha_w} \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} \text{ avec } \frac{dx}{dt} = -V_w \quad (1.24)$$

Si on suppose un flux uniforme $q''(t)$ à la surface de la pièce, la solution de l'équation devient :

$$T(y, t) = \frac{q_w}{\lambda_w} \left[2 \left(\frac{\alpha_w t}{\pi} \right)^{1/2} e^{-\frac{y^2}{\alpha_w t}} - y \operatorname{erfc} \left(\frac{y}{2(\alpha_w t)^{1/2}} \right) \right] \quad (1.25)$$

Cette solution analytique permet de définir la température sur l'intervalle de temps $[0, l_g/V_w]$ et en particulier la température maximale atteinte à la surface :

$$T_{\max i} = \frac{2q_t}{\lambda_w} \sqrt{\frac{\alpha_w l_g}{\pi V_w}} = \frac{2R_w P_t}{b \sqrt{\pi} \sqrt{l_g} \sqrt{(\lambda \rho C)_w} V_w} \quad (1.26)$$

Pour des formes de flux triangulaire et parabolique, la température maximale de la pièce est donnée par la relation suivante :

$$T_{\max i} = \beta \frac{R_w P_t}{b \sqrt{l_g} \sqrt{(\lambda \rho C)_w} V_w} \quad (1.27)$$

β est une constante sans dimension qui dépend de la distribution du flux à l'interface meule/pièce : 1,13 pour une distribution rectangulaire, 1,06 pour une distribution triangulaire et 1,2 pour une distribution parabolique [1.20].

Ce modèle considère que la longueur de la source est égale à la longueur de l'arc géométrique, ce qui est faux à cause de la déformation de la meule. La longueur de contact réelle entre la meule et la pièce peut être de 1,5 à 5 fois supérieure à l'arc de contact géométrique [1.15]. Cette erreur a tendance à surestimer les températures atteintes comme le montre le graphe de la Figure 1.13. Il est donc possible de corriger le modèle en prenant l'arc de contact réel l_e et non l'arc de contact géométrique l_g .

La détermination du champ de température dans la pièce nécessite la connaissance de la puissance absorbée par celle-ci qui dépend de nombreux facteurs que nous allons mettre en évidence dans la partie suivante.

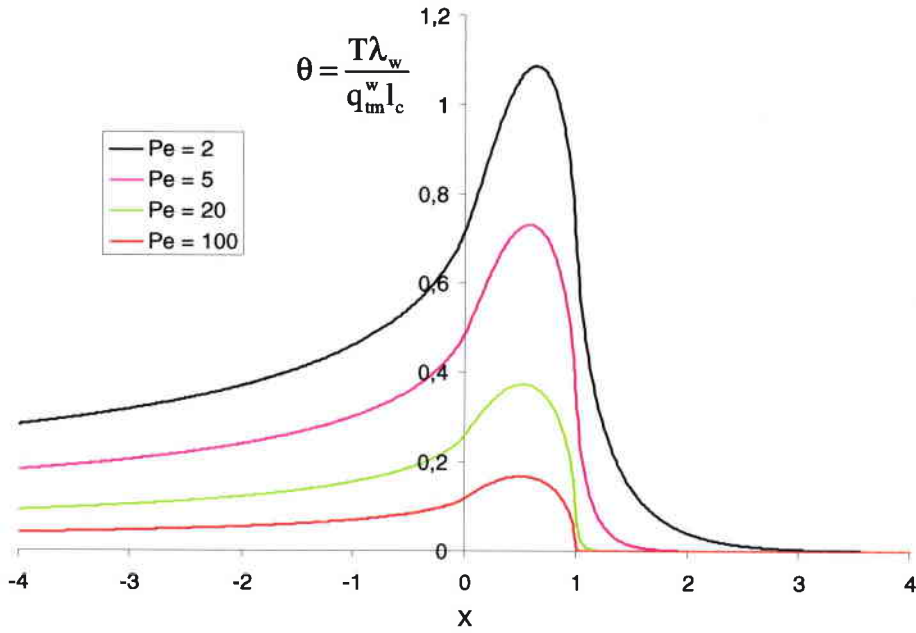
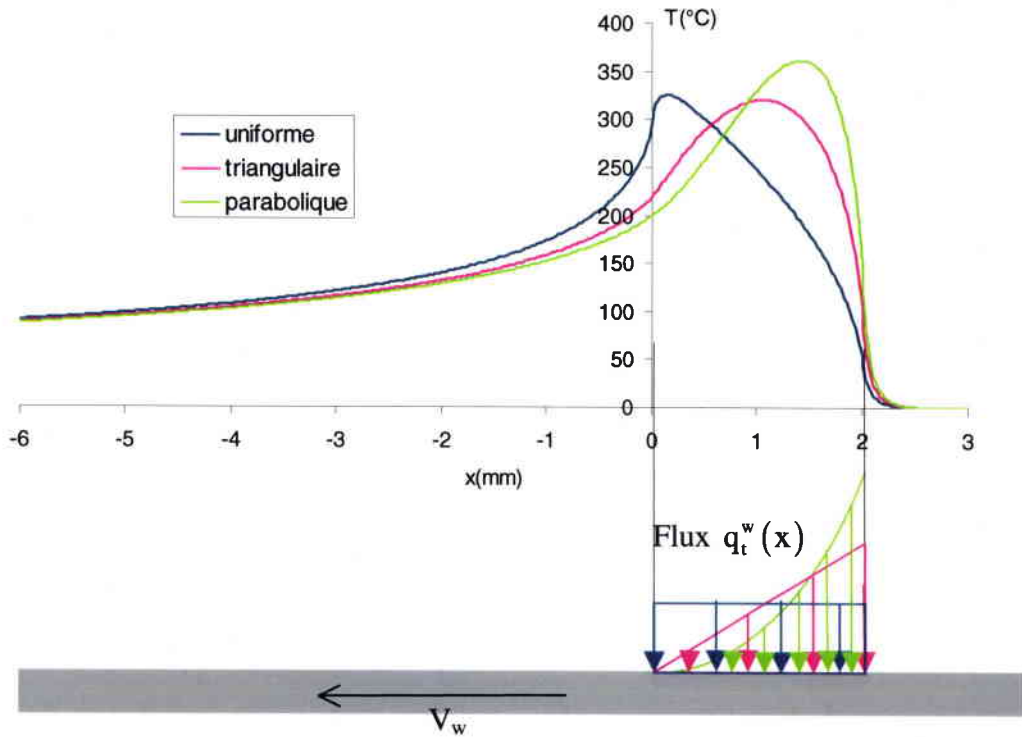


Figure 1.10 : Evolution de la température adimensionnelle θ en fonction de X pour différentes valeurs du nombre de Peclet



| | Uniforme | Triangulaire | Parabolique |
|----------|---------------------------------|------------------------|----------------------------|
| $q^w(x)$ | $q_m^w = R_w \frac{P_t}{l_c b}$ | $2q_m^w \frac{x}{l_c}$ | $3q_m^w \frac{x^2}{l_c^2}$ |

Figure 1.11 : Température à la surface de la pièce en fonction de x pour une vitesse V_w de 100 mm/s, une longueur de contact l_e de 2 mm et pour différentes formes de flux.

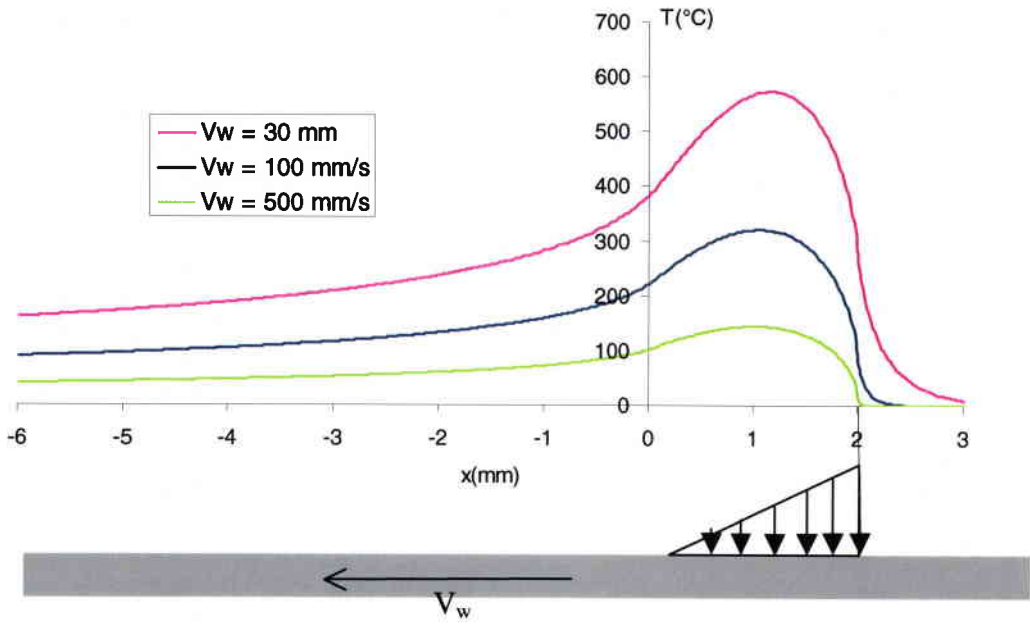


Figure 1.12 : Evolution de la température à la surface de la pièce pour un flux moyen $q_m^w = 25 \text{ W/mm}^2$ et une longueur de contact de 2 mm et différentes vitesses d'avance.

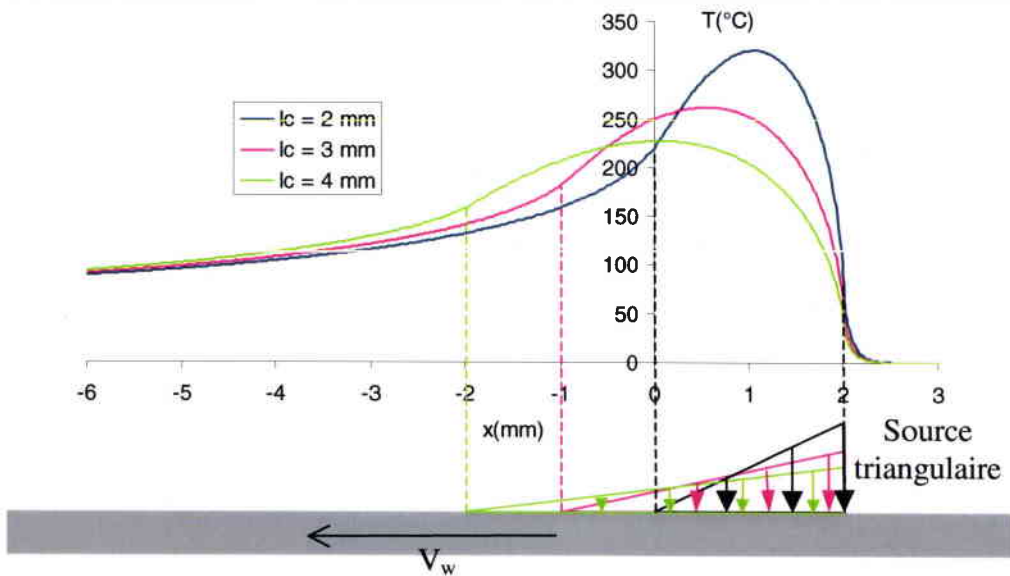


Figure 1.13 : Température à la surface de la pièce en régime stationnaire pour une puissance absorbée constante 100 W/mm et une vitesse V_w de 100 mm/s

1.4.2 Définitions et modèles de coefficients de répartition énergétique

Le calcul du coefficient de répartition a fait l'objet de nombreuses recherches. Dans le cas général, la puissance totale de rectification se répartit dans la pièce (w), dans la meule (s), dans le fluide de refroidissement (f) et dans les copeaux (ch). Si on considère la fraction d'énergie absorbée par chaque composant, nous pouvons écrire:

$$R_w + R_s + R_f + R_{ch} = 1 \quad (1.28)$$

En considérant que la totalité de la puissance générée lors du procédé est transformée en chaleur :

$$P_t = Q_t = Q_w + Q_s + Q_f + Q_{ch} \quad (1.29)$$

Le coefficient de répartition énergétique entre la meule et la pièce est défini par :

$$R_{ws} = \frac{Q_w}{Q_w + Q_s} \quad (1.30)$$

Un majorant de l'énergie spécifique évacuée dans les copeaux est donné par l'énergie nécessaire pour fondre le copeau :

$$u_{ch} = \rho_w C_w T_{mel} \approx 6 \text{ J/mm}^3 \quad (1.31)$$

où T_{mel} est la température de fusion de l'acier.

Cette énergie est, en général, faible par rapport à l'énergie spécifique totale et reste souvent négligée dans les différents travaux sur le sujet. Il faudra veiller à en tenir compte lorsque les niveaux d'énergie spécifique seront faibles, notamment lors de l'emploi de meule CBN (voir Figure 1.5). Dans le cas où les énergies évacuées dans le fluide et dans les copeaux sont négligeables, on a :

$$R_{ws} \approx R_w \quad (1.32)$$

Une première approche consiste à calculer la température moyenne à l'interface meule pièce en considérant la meule comme un milieu composite constitué des grains, de lubrifiant et d'air. A partir des densités volumiques de grains, d'air et de fluide, il est possible de déterminer la conductivité thermique λ_c ainsi que la chaleur spécifique volumique $(\rho C)_c$ du composite meule, air, fluide de refroidissement. La température maximale de la meule est déterminée par la même démarche que pour la pièce avec une vitesse V_s pour la source mobile et une puissance absorbée égale à $(1 - R_w) P_t$ (énergie transférée dans les copeaux négligée) :

$$T_{\max i} = \beta \frac{(1 - R_w) P_t}{b \sqrt{l_c} \sqrt{(\lambda \rho C)_c} \sqrt{V_s}} \quad (1.33)$$

La température maximale de la pièce étant donnée par (1.26), l'égalité des températures à l'interface meule/pièce fournit [1.26] :

$$R_{ws} = \frac{1}{1 + \left(\frac{V_s (\lambda \rho C)_c}{V_w (\lambda \rho C)_w} \right)^{1/2}} \quad (1.34)$$

Pour des conditions de rectification pour lesquelles l'efficacité du fluide de refroidissement est négligeable, Shaw [1.19] fait intervenir la surface de contact réelle des grains S_{wf} avec la surface rectifiée et la surface apparente S . La technique de Blok (1937), utilisée en tribologie, permet de définir la température moyenne engendrée par l'action de sources interrompues en introduisant une vitesse de source équivalente $\frac{S_{wf}}{S} V_s$. La température maximale de la meule est alors :

$$T_{\max i} = \beta \frac{(1 - R_w) P_t}{bl_c \sqrt{(\lambda \rho C)_g} \sqrt{\frac{S_{wf}}{S} V_s}} \quad (1.35)$$

et le coefficient de répartition :

$$R_{ws} = \frac{1}{1 + \left(\frac{(\lambda \rho C)_g}{(\lambda \rho C)_w} \left(\frac{S_{wf}}{S} \right) \left(\frac{V_s}{V_w} \right) \right)^{1/2}} \quad (1.36)$$

Pour un rapport V_s/V_w de l'ordre de 100 en rectification fine conventionnelle et un rapport S_{wf}/S d'environ 1 %, on trouve l'expression la plus simple de R_w :

$$R_{ws} \approx \frac{1}{1 + \left(\frac{(\lambda \rho C)_g}{(\lambda \rho C)_w} \right)^{1/2}} \quad (1.37)$$

Ce coefficient de répartition n'est plus valable en rectification sous arrosage en passe profonde pour laquelle une grande partie de l'énergie produite est évacuée par le lubrifiant.

En prenant en compte un film fluide entraîné par la meule à la vitesse V_s [1.19] :

$$R_w = \frac{1}{1 + \left(\frac{(\lambda\rho C)_g}{(\lambda\rho C)_w} \left(\frac{S_{wf}}{S} \right) \left(\frac{V_s}{V_w} \right) \right)^{1/2} + \left(\frac{(\lambda\rho C)_f}{(\lambda\rho C)_w} \left(\frac{V_s}{V_w} \right) \right)^{1/2}} \quad (1.38)$$

Hahn [1.23] propose un modèle du coefficient en effectuant un bilan énergétique au niveau d'un grain :

$$R_{ws} = \frac{1}{1 + \frac{\lambda_g}{\sqrt{r_{wf} V_s}} \frac{1}{\sqrt{(\lambda\rho C)_w}}} \quad (1.39)$$

La source de chaleur générée entre le grain et la pièce (rayon r_{wf} , voir Figure 1.16) est modélisée par une source de chaleur circulaire se déplaçant à la vitesse V_s . La température du grain est déterminée en supposant que la surface du grain atteint le régime stationnaire ce qui tend à surestimer le coefficient de répartition R_{ws} . Ce modèle est effectivement très douteux car il ne dépend pas de l'effusivité thermique du grain qui doit nécessairement intervenir dans tout problème d'échanges thermiques aux interfaces en régime transitoire.

1.4.3 Détermination du coefficient de répartition R_w

La taille des grains abrasifs rend difficile la mesure de leurs propriétés thermiques, ces différentes expressions du coefficient de répartition permettent d'estimer les propriétés thermophysiques de la meule dans les conditions de rectification en effectuant une corrélation avec une mesure de température. Les valeurs de la conductivité thermique des grains d'alumine et de CBN sont très variables, entre 1,5 et 46 $Wm^{-1}K^{-1}$ pour l'alumine et entre 87 et 1300 $Wm^{-1}K^{-1}$ pour le CBN. Plusieurs démarches expérimentales ont été utilisées pour déterminer expérimentalement le coefficient de répartition. Rowe [1.27] utilise la méthode du thermocouple rectifiable pour mesurer la température maximale à l'interface meule pièce (Figure 1.14). Il en déduit le coefficient de répartition à partir de la formule (1.27) :

$$R_{ws} = \frac{1}{\beta} b \sqrt{l_c} \sqrt{V_w} \sqrt{(\lambda\rho C)_w} \frac{T_{max}}{P_t} \quad (1.40)$$

La Figure 1.15 montre que le choix du profil du flux à l'interface meule/pièce a une incidence importante sur le coefficient de répartition. Pour un profil uniforme, la longueur de contact choisie est la longueur géométrique l_g si on suppose que le maximum de température est

atteint pour $x = l_g$ (voir Figure 1.11) alors que pour un profil triangulaire la longueur de la source l_e est supposée égale au double de l_g . Le coefficient R_w obtenu est plus faible pour le profil uniforme (valeur comprise 0,5 à 0,6 pour l'alumine) que pour le profil triangulaire (valeur comprise entre 0,65 et 0,8 pour l'alumine) notamment pour les faibles profondeurs en raison de l'augmentation du rapport l_e/l_g . Guo et Malkin [1.16][1.17] ont déterminé le profil du flux à la surface de la pièce par deux méthodes numériques inverses (séquentielle et « matching method ») basées sur le modèle de Jaeger. La température était mesurée par un thermocouple de type K noyé dans un trou perpendiculaire à la surface rectifiée. Ils ont montré que le flux absorbé par la pièce était de forme triangulaire mais que la précision de la méthode inverse et l'inertie du thermocouple ne permettaient pas de définir la forme exacte du flux. La longueur de contact est déterminée par l'intervalle de temps pour lequel le flux calculé est positif. Le coefficient de répartition obtenu par cette méthode est compris entre 0,7 et 0,75 pour une meule Alumine en rectification plane conventionnelle.

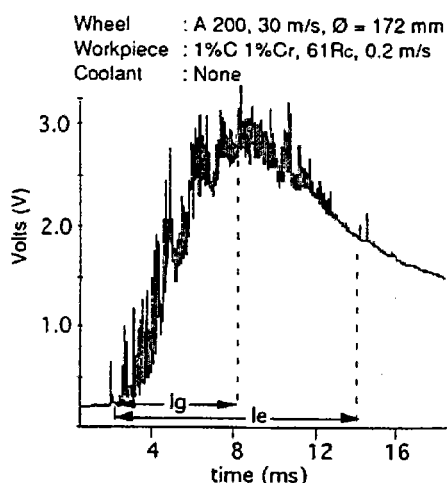


Figure 1.14 : Courbe type de la tension mesurée aux bornes du thermocouple rectifiable [1.25]

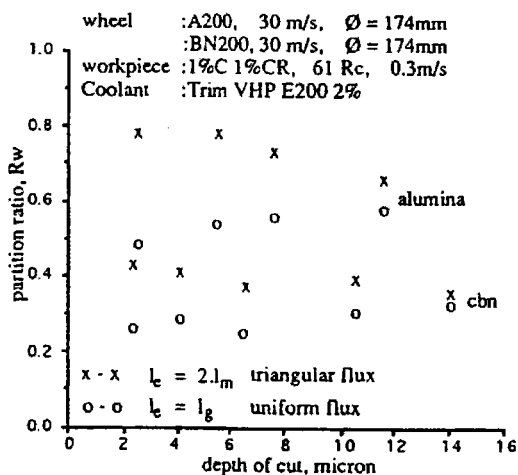


Figure 1.15 : Evolution du coefficient de répartition R_w pour une meule alumine et une meule CBN [1.25]

Afin de valider les deux modèles de coefficient R_w (formules (1.34) et (1.39)), Rowe [1.25] a déterminé l'effusivité thermique $\kappa_g = \sqrt{(\lambda\rho C)_g}$ de grains d'Alumine et de CBN à partir des valeurs de R_w obtenus (méthode 1 dans Tableau 1.3). Il a utilisé deux autres méthodes :

- Par mesures séparées de ρ_g , C_g et λ_g sur plusieurs échantillons d'abrasifs en utilisant l'appareil de Lee pour la conductivité, et par méthodes gravimétriques et calorimétriques (Méthode 2 dans le Tableau 1.3)

- Par méthode directe (méthode 3) en utilisant un thermocouple de type K de 5 μm d'épaisseur placé entre deux blocs en acier permettant de mesurer la température de contact entre la meule et le capteur. Deux autres thermocouples permettent de mesurer les températures de la meule et du corps d'épreuve.

Les résultats montrent que la méthode inverse fournit des effusivités nettement plus faibles que les deux autres méthodes. Rowe explique ces écarts par le manque de fiabilité du modèle global (formule (1.34)). Il est effectivement impossible de remonter aux propriétés thermophysiques du grain par le modèle de la source mobile puisque la température maximale mesurée n'est pas la température de contact grain/matière. Il est parfaitement logique que l'effusivité thermique déterminée par la méthode inverse soit inférieure à celle des grains, puisqu'il s'agit de l'effusivité équivalente de la meule constituée des grains et de l'air contenu dans la porosité (pour de la rectification à sec). Le modèle est cohérent mais ne permet pas de déterminer l'effusivité des grains. Le Tableau 1.3 regroupe les valeurs obtenues pour des grains d'alumine et de CBN :

| | | Alumine | CBN |
|---|-------------------|-----------|-----------|
| λ_g ($\text{Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$) | Valeurs publiées | 1,5-46 | 87-1300 |
| | Modèle Rowe-Black | 35 | 200 |
| $\kappa_g = \sqrt{(\lambda\rho C)_g}$ ($\text{Jm}^{-2}\text{s}^{-0.5}\text{K}^{-1}$) | Méthode 1 | 175 | 1130 |
| | Méthode 2 | 1370-1590 | 1460-1530 |
| | Méthode 3 | 1910-2240 | 1980-2040 |

Tableau 1.3 Valeurs de la conductivité thermique et de l'effusivité des grains d'alumine et de CBN [1.25]

Pour la rectification fine, il est couramment considéré que le liquide de refroidissement a un effet réduit à l'interface meule/pièce [1.28]. La technique d'homogénéisation appliquée à la meule peut alors être simplifiée en négligeant la chaleur spécifique par unité de volume du fluide $(\rho C)_f$ par rapport à celle du grain de CBN $(\rho C)_g$. Grâce à la loi des mélanges, on obtient :

$$(\lambda\rho C)_c = (1 - \phi)^2 (\lambda\rho C)_g \quad (1.41)$$

Où ϕ est la porosité surfacique de la meule.

L'expression du ratio de répartition énergétique est alors :

$$R_w = \frac{1}{1 + \left(\frac{V_s (\lambda \rho C)_g}{V_w (\lambda \rho C)_w} \right)^{1/2} (1 - \phi)} \quad (1.42)$$

Malkin [AST 202] propose un ratio d'environ 0,2 pour une meule CBN et de 0,7-0,9 pour une meule Al_2O_3 . A partir de $R_w \approx 0,2$, de $(\lambda \rho C)_g^{1/2} = 48 \text{ kJs}^{-1/2} \text{ m}^{-2} \text{ K}^{-1}$ et $(\lambda \rho C)_w^{1/2} = 14,5 \text{ kJs}^{-1/2} \text{ m}^{-2} \text{ K}^{-1}$, Malkin calcule la porosité surfacique dans la couche limite thermique et obtient $\phi = 0,92$. Cependant, ce coefficient Φ dépend, d'après l'expression (1.42), du rapport V_s/V_w ce qui fait varier Φ entre 0,98 et 0,88 respectivement pour des vitesses d'avance V_w de 10 mm/s et de 300 mm/s, une vitesse de meule de 30 m/s et un coefficient de répartition de 0,2. La détermination de cette porosité surfacique avec cette méthode est assez illusoire vu l'incertitude sur les propriétés thermophysiques et sur le coefficient de répartition. On voit que l'introduction de cette porosité est une inconnue supplémentaire qui ne permet donc pas de calculer R_w même à partir des propriétés thermophysiques des grains supposées connues.

Les dommages thermiques avec les meules CBN sont beaucoup moins fréquents qu'avec les meules conventionnelles en oxyde d'alumine sauf durant les premières passes après diamantage. En effet, les grains émoussés engendrent des efforts de coupe important. Au cours de la rectification, les grains s'avivent et les efforts de coupe diminuent pour atteindre un niveau stable. Dans ces conditions, aucun dommage thermique n'apparaît pour des débits d'enlèvement de matière classiquement utilisés en production. Deux raisons peuvent justifier les plus faibles températures atteintes lors du processus de rectification avec une meule CBN :

- Le plus faible coefficient de répartition obtenu avec le CBN par rapport à l'alumine (de l'ordre de 0,4 par rapport à 0,75 avec l'alumine) est attribué à son importante conductivité thermique. Cependant, on notera que les valeurs d'effusivité thermique de Rowe, obtenues par la méthode de mesure directe, sont très proches (méthode 2 et 3 Tableau 1.3), ce qui ne permet pas d'expliquer l'écart entre le coefficient de répartition pour la meule CBN et celui pour une meule alumine.
- Une plus faible énergie spécifique avec le CBN comparée à celle obtenue avec les meules Al_2O_3 . Comme le montre la formule (1.27), il y a proportionnalité entre la température maximale atteinte et la puissance totale P_t (avec l'hypothèse d'une effusivité indépendante de la température et d'un coefficient de répartition constant),

les températures atteintes avec une meule CBN sont donc plus faibles. D'après Malkin [1.28], l'énergie spécifique de rectification avec une meule CBN, est peu sensible aux conditions de rectification et comprise entre 25 et 30 J/mm³ pour des aciers au carbone faiblement alliés.

1.4.4 Modélisation locale des échanges thermiques en rectification

La modélisation la plus précise et la plus complète des échanges thermiques à l'interface meule/pièce a été développée par A. S Lavine [1.29]. Depuis sa première formulation en 1989, la modélisation a évolué. Une formulation analytique simple n'est plus possible, et un calcul numérique s'est avéré nécessaire pour décrire de manière complète la complexité des échanges thermiques à l'interface meule/pièce. Nous allons détailler cette première formulation qui pose les bases des développements qui ont pu suivre. De plus, nous serons amenés à utiliser la même démarche lorsqu'il s'agira de déterminer la température de contact entre le grain et la jonction du thermocouple rectifiable.

Elle consiste à étudier les échanges thermiques au voisinage d'un grain, assimilé à un cône tronqué, en contact avec la pièce. Les différents flux sont représentés sur la Figure 1.16.

Les hypothèses du modèle sont les suivantes :

- La température du grain est fonction uniquement de la distance z du point considéré à la surface de contact grain-pièce et ne varie pas en fonction du rayon.
- On néglige le transfert de chaleur par convection entre le grain et le fluide
- L'épaisseur de la couche limite thermique est inférieure aux dimensions du grain. Le liant de la meule n'est donc pas pris en compte dans le modèle.
- Le fluide remplit la totalité des pores de la meule et sa vitesse est égale à celle de la meule. Les échanges entre le fluide et la surface s'effectuent par conduction.
- La pièce est soumise à un flux q^w uniforme engendré par l'action combinée du fluide et des grains.
- On néglige la conduction dans le sens du mouvement.

Les expressions de la température maximale du fluide et de la pièce sont données par le modèle de Jaeger :

$$T_{w,max} = \frac{2}{\pi^{1/2}} \frac{q_w l_c^{1/2}}{[(\lambda \rho C)_w V_w]^{1/2}} \quad (1.43)$$

$$T_{f,\max} = \frac{2}{\pi^{1/2}} \frac{q_f l_c^{1/2}}{[(\lambda\rho C)_f V_s]^{1/2}} \quad (1.44)$$

Le grain est modélisé par un tronc de cône se déplaçant à la surface de la pièce à la vitesse V_s . L'expression de la température maximale du grain à la sortie de la zone de rectification est :

$$T_{g,\max} = \frac{2}{\pi^{1/2}} \frac{q_g l_c^{1/2}}{[(\lambda\rho C)_g V_s]^{1/2} f(\zeta)} \quad (1.45)$$

$$\text{avec } f(\zeta) = \frac{2}{\pi^{1/2}} \frac{\zeta}{1 - \exp(-\zeta^2) \operatorname{erfc}(\zeta)} \quad (1.46)$$

$$\zeta = \left(\frac{\gamma^2 \alpha_g l_c}{r_{wf}^2 V_s} \right)^{1/2} \quad (1.47)$$

ζ est un coefficient sans dimension, r_{wf} le rayon de la surface circulaire du grain en contact avec la surface de la pièce, γ est égal à $\frac{dr_g}{dz}$.

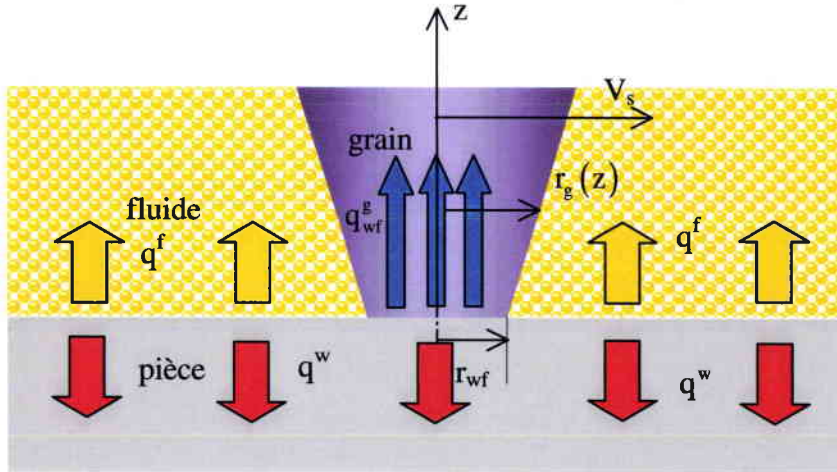


Figure 1.16 : Modèle du grain conique développé par Lavine

Le flux total q_t à l'interface est réparti entre les grains, le fluide et la pièce (Figure 1.16) :

$$q_t = q^w + A_{wf} q_{wf}^g + (1 - A_{wf}) q^f \quad (1.48)$$

où A_{wf} est le rapport de la surface de contact des grains et de la surface apparente .

Lavine fait l'hypothèse simplificatrice que les températures maximales de la pièce, du fluide et du grain sont égales. Cependant, la température de contact entre la pièce et le grain est

différente de la température en un point de la surface non soumis à l'action directe d'un grain. Cette dernière température est appelée température de fond. En considérant que la température à l'interface grain/pièce est égale à la température de fond, le calcul tend à sous estimer le flux par conduction dans le grain.

$$T_{w\max} = T_{g\max} \quad (1.49)$$

$$T_{w\max} = T_{f\max} \quad (1.50)$$

la résolution du système constitué des 6 équations (1.43) à (1.50) à 6 inconnues $\{T_{w,\max}, T_{g,\max}, T_{f,\max}, q^w, q_{wf}^g, q^f\}$ permet de déterminer le coefficient de répartition énergétique R_w :

$$R_w = \frac{1}{1 + A_{wf} \frac{\kappa_g}{\kappa_f} f(\xi) + (1 - A_{wf}) \frac{\kappa_f}{\kappa_g} \left(\frac{V_s}{V_w} \right)^{1/2}} \quad (1.51)$$

Comparé au modèle de Malkin (formule 0), cette expression du coefficient de répartition introduit une fonction $f(\xi)$ qui dépend de l'angle de conicité du grain et du rayon de contact r_{wf} .

Cependant, ces modèles sont trop simplifiés pour 3 raisons car ils supposent que :

- la température du grain n'est pas égale à la température de fond de la pièce
- le flux total, les flux absorbés par le grain, la pièce et le fluide varient le long de l'arc de contact meule/pièce
- la totalité du flux produit sous le grain est supposée liée au frottement alors qu'une faible part contribue à la formation du copeau.

1.4.5 Facteurs influençant l'efficacité du refroidissement par le fluide et la meule

L'efficacité du liquide de refroidissement dépend de la température à l'interface meule/pièce. Tant que la température du fluide reste en dessous de la température d'ébullition, celui-ci reste liquide. Si la température est égale à la température de rosée, les phases liquide et vapeur sont présentes et l'ébullition produite à l'interface permet une augmentation du coefficient d'échange par convection et améliore donc le refroidissement. Si la température d'ébullition est dépassée, la présence d'un film gazeux interdit tout refroidissement, la température augmente en faisant apparaître une brûlure de la surface notamment en rectification passe profonde.

En considérant que la température limite à l'interface ne peut dépasser une température critique T^* correspondant à la température de vaporisation du liquide de refroidissement (100°C pour les émulsions), Malkin [1.20] définit le flux de chaleur critique q_i^* à partir duquel la brûlure va apparaître :

$$q_i^* = T^* \beta^{-1} d_s^{-1/4} a^{-1/4} V_w^{1/2} \left[(\lambda \rho C)_w^{1/2} + \frac{V_s}{V_w} (\lambda \rho C)_c^{1/2} \right] \quad (1.52)$$

On notera que le second terme quantifie l'efficacité du liquide de refroidissement par rapport au flux critique. Ce dernier sera d'autant plus important que la vitesse de la pièce est faible et que l'effusivité thermique du composite meule-fluide est importante. Ces conditions sont vérifiées en rectification passe profonde où la porosité de la meule permet d'augmenter l'effusivité thermique équivalente du composite {grain, fluide} par l'utilisation d'une meule poreuse. En détectant le niveau de puissance à partir duquel la brûlure apparaît, Furukawa [1.21] a défini un flux critique de 8 à 10 W/mm² pour la rectification passe profonde d'acier à roulement à l'aide de meules conventionnelles et Shafto [1.22] un flux critique quasiment constant de 17 W/mm² en utilisant une meule spécifique à la rectification passe profonde. A partir de ce flux critique d'apparition de la brûlure et de la température de vaporisation, il est possible d'estimer l'effusivité thermique du composite grâce à la relation (1.52) et le coefficient de répartition R_w à partir de (1.34). Les résultats, répertoriés dans le Tableau 1.4 ci-dessous, montrent que le faible coefficient de répartition en rectification passe profonde (par rapport à la rectification conventionnelle) est davantage lié au rapport élevé V_s/V_w qui augmente la sensibilité de R_w qu'aux conditions d'arrosage et à la porosité de la meule.

| | d_s | V_s | V_w | a | $(\lambda \rho C)_c^{1/2}$ | q_i^* | R_w |
|----------|-------|-------|-------|-------|---|-------------------|-------|
| | mm | m/s | mm/s | mm | J ⁻¹ s ^{-1/2} m ⁻² K ⁻¹ | W/mm ² | |
| Furukawa | 203 | 18 | 0,3-6 | 0,5-4 | 3300 | 8-10 | 0,034 |
| Shafto | 300 | 30 | 1 | 3 | 6000 | 17 | 0,013 |

Tableau 1.4 : Résultats de Furukawa et de Shafto en rectification passe profonde

Le modèle du grain conique de Lavine [1.29] permet de déterminer le domaine d'efficacité du fluide de refroidissement à partir de l'expression de la température maximale en fonction du débit spécifique Z_w' et de l'énergie spécifique de rectification u :

$$T_{\max} = \frac{2}{\pi^{1/2}} \frac{u Z_w'^{3/4} V_w^{1/4} d_c^{-1/4}}{\left[(\lambda \rho C)_w V_w \right]^{1/2} + A_{wf} \left[(\lambda \rho C)_g V_s \right]^{1/2} f(\zeta) + (1 - A_{wf}) \left[(\lambda \rho C)_f V_s \right]^{1/2}} \quad (1.53)$$

Ce modèle permet de déterminer le débit maximal de matière compatible avec la température maximale à la surface.

Afin de définir le domaine d'efficacité du fluide de refroidissement, les deux critères pris en compte sont la température d'austénitisation et la température de vaporisation du fluide. En écrivant que le liquide de refroidissement est efficace si le débit de copeau provoquant la vaporisation du fluide Z'_{wfb} pour $T_{max} = T_{fb} = 100^\circ\text{C}$ est supérieur au débit de copeau à l'apparition de la brûlure Z'_{wburn} pour $T_{max} = T_{burn} = 700^\circ\text{C}$, Lavine définit la limite inférieure du rapport de vitesse V_s/V_w à partir duquel le liquide de refroidissement a un effet au niveau de l'interface meule/pièce :

$$\frac{V_s}{V_w} \geq \left(\frac{T_{burn}}{T_{fb}} - 1 \right)^2 \frac{(\lambda\rho C)_w}{(\lambda\rho C)_f} \cong 3000 \quad (1.54)$$

Ce rapport est calculé pour un acier faiblement allié et une émulsion.

Le fluide de refroidissement est efficace pour l'augmentation du débit copeau en rectification passe profonde mais devient inefficace en rectification conventionnelle lorsque le rapport de V_s/V_w est nettement inférieur à 3000.

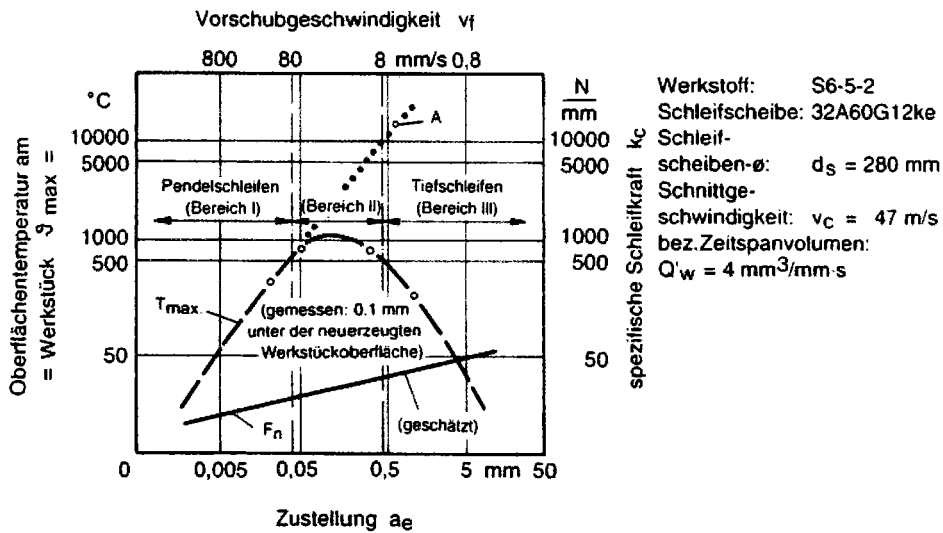


Figure 1.17 : Evolution de la température en fonction de la vitesse d'avance V_w , de la profondeur de passe a à débit copeau constant [1.30]

Le graphe de la Figure 1.17 montre que l'on peut distinguer trois domaines d'évolution de la température en sous couche. Le premier domaine correspond à la rectification oscillante. Il se caractérise par des vitesses d'avance élevées et de faibles profondeurs de passe. A débit

constant, une augmentation de la profondeur de passe et une diminution de la vitesse d'avance engendrent une augmentation de la température maximale. Le fluide de refroidissement a un effet négligeable à l'interface meule/pièce. La tendance s'inverse en rectification passe profonde à partir d'une profondeur de passe de 0,1 mm. La température diminue car le terme $[(\lambda\rho C)_w V_w]^{1/2}$ devient alors négligeable devant $[(\lambda\rho C)_f V_s]^{1/2}$ dans la formule (1.53). Le modèle de Lavine montre que la forte effusivité du CBN permet d'atteindre des débits plus importants sans engendrer d'endommagement thermique. Selon lui, une plus grande surface totale de frottement, une plus grande conicité du grain et une réduction du rayon de contact du grain augmente l'énergie absorbée par la meule et ainsi le débit de matière. Cependant, le modèle nécessite la connaissance de A , γ et de r_{wf} et sa validation expérimentale reste à effectuer. Ses conclusions sont donc à nuancer car l'étude de sensibilité suppose une énergie spécifique constante, or celle-ci peut évoluer avec le nombre de grains actifs et l'usure de la meule.

Une amélioration de la modélisation des échanges thermiques à l'interface du modèle est proposée par Lavine [1.31] qui distingue la température sous le grain noté T_{wf}^g et la température de fond T_{wb} en un point non soumis à l'action directe d'un grain. Ce modèle sera succinctement présenté dans le second chapitre afin d'étudier la température de contact entre le grain et la jonction du thermocouple. Le flux absorbé par la pièce, le grain et le fluide variant le long de l'arc de contact, il est nécessaire d'utiliser le théorème de Duhamel et d'effectuer une résolution numérique. Le profil du flux total est supposé triangulaire. Le modèle permet d'étudier différents cas : rectification en avalant, en opposition, avec ou sans ébullition du film fluide à l'interface.

1.4.6 Modélisations locales des échanges thermiques avec prise en compte de l'énergie de formation du copeau

Les modèles précédents supposent que l'énergie est produite par le frottement des grains et ne prennent pas en compte le cisaillement en aval du grain lors de la formation d'un micro-copeau. Historiquement, les premiers travaux sur le calcul de la température ont été effectués par Outwater et Shaw [1.13] qui considéraient que la température était liée au cisaillement du copeau et à la conduction dans la pièce. Ils estimaient que seulement 20 % de l'énergie produite dans la bande de cisaillement était transmise à la pièce sous forme de chaleur. Le frottement du grain, très important en rectification contrairement à la coupe, au niveau de la surface d'usure a été développé par Hahn en 1956 [1.14]. Il est basé sur l'idée d'une source de

chaleur constituée des grains en contact avec la surface de la pièce. Cette modélisation conduit à une température de fond correspondant à la température en un point non soumis à l'action directe d'un grain au niveau de la surface d'usure ou du plan de cisaillement.

A.S Lavine [1.32] a amélioré le modèle du grain conique frottant à la surface de la pièce en tenant compte de l'énergie générée dans la bande de cisaillement. Le problème est de déterminer l'influence de cette énergie sur la température atteinte à la surface de la pièce.

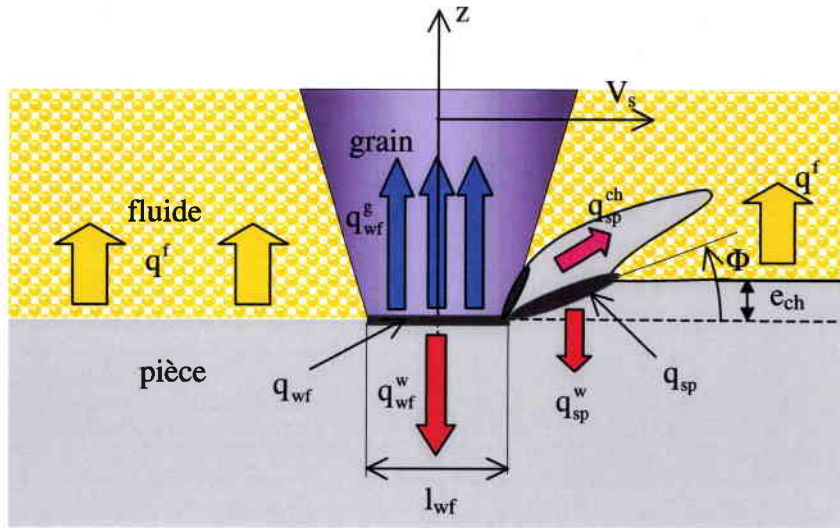


Figure 1.18 : Modèle du grain conique avec bande de cisaillement

L'équation suivante exprime que la puissance absorbée par la pièce sous la surface d'usure du grain et au niveau de la bande de cisaillement est évacuée dans la pièce et le fluide :

$$A_{wf}q_{wf}^w(x) + A_{sp}q_{sp}^w(x) = q_b^w(x) + (1 - A_{wf} - A_{sp})q^f(x) \quad (1.55)$$

Le flux de chaleur produit par frottement sous la surface du grain est transmis au grain et à la pièce :

$$q_{wf}(x) = q_{wf}^g(x) + q_{wf}^w(x) \quad (1.56)$$

En négligeant l'échange de chaleur par conduction entre le copeau et le grain, le flux de chaleur produit dans la bande de cisaillement est transmis au copeau et à la pièce :

$$q_{sp}(x) = q_{sp}^ch(x) + q_{sp}^w(x) \quad (1.57)$$

On introduit le coefficient de répartition F_{sp} représentant la fraction de l'énergie totale de rectification générée au niveau de la bande de cisaillement liée à la déformation plastique.

$$q_{wf,m} = (1 - F_{sp}) \frac{q_m^t}{A_{wf}} \quad \text{et} \quad q_{sp,m} = F_{sp} \frac{q_m^t}{A_{sp}} \quad (1.58) \quad (1.59)$$

La part de la puissance totale de rectification liée au frottement du grain par rapport à celle liée à la déformation plastique n'est pas bien connue ou comprise et il est difficile de l'estimer expérimentalement. Malkin et Anderson [1.7] déterminent expérimentalement l'évolution de l'énergie spécifique de rectification en fonction de la surface de contact des grains avec la surface rectifiée. L'extrapolation de la courbe de la Figure 1.5 permet de déterminer l'énergie liée à la formation du copeau. Celle-ci est égale à $13,8 \text{ J/mm}^3$. Elle correspond à l'énergie spécifique de cisaillement u_{ch} . Dans le cas d'un abrasif conventionnel, les mesures fournissent une valeur de 35 %. Cependant ce ratio peut varier en fonction du type de grain et des conditions de diamantage.

| | Cas I | Cas II | Cas III |
|--------------------------|---------------------|---------------------|---------------------|
| $\lambda_w(\text{W/mK})$ | 60,5 | 60,5 | 60,5 |
| $\rho_w(\text{kg/m}^3)$ | 7854 | 7854 | 7854 |
| $C_w(\text{J/kgK})$ | 434 | 434 | 434 |
| $\lambda_f(\text{W/mK})$ | Pas de fluide | 0,68 | 0,68 |
| $\rho_f(\text{kg/m}^3)$ | | 1000 | 1000 |
| $C_f(\text{J/kgK})$ | | 4180 | 4180 |
| $\lambda_g(\text{W/mK})$ | 46 | 46 | 1300 |
| $\rho_g(\text{kg/m}^3)$ | 4000 | 4000 | 3450 |
| $C_g(\text{J/kgK})$ | 770 | 770 | 506 |
| $V_s(\text{m/s})$ | 30 | 30 | 30 |
| $V_w(\text{mm/s})$ | 150 | 1 | 135 |
| $l_c(\text{mm})$ | 2,5 | 30,6 | 2,5 |
| $P_t(\text{W})$ | 1670 | 1670 | 1280 |
| $q_t(\text{W/mm}^2)$ | 66,8 | 54,5 | 51,2 |
| A_{wf} | 0,009 | 0,009 | $1,8 \cdot 10^{-5}$ |
| $l_{wf}(\mu\text{m})$ | 63 | 63 | 1 |
| A_{sp} | $5,7 \cdot 10^{-4}$ | $5,7 \cdot 10^{-4}$ | $5,2 \cdot 10^{-4}$ |
| $l_{sp}(\mu\text{m})$ | 12 | 12 | 4 |
| $e_{ch}(\mu\text{m})$ | 1 | 1 | 0.34 |

Figure 1.19 : Table des données nécessaires pour le modèle de Lavine

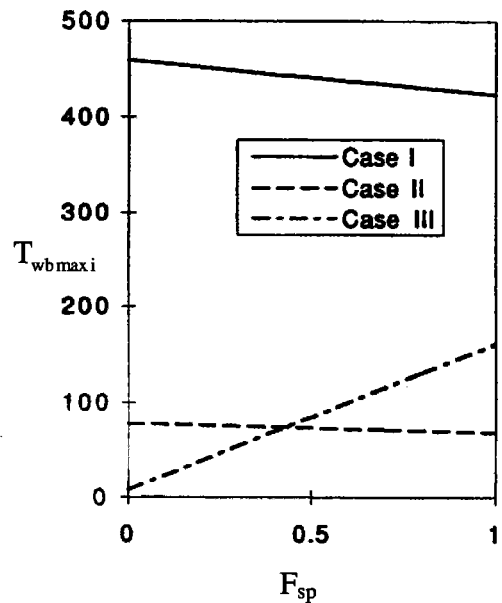


Figure 1.20 : Evolution de la température maximale de la pièce en fonction de F_{sp}

Une étude de sensibilité du paramètre F_{sp} sur la température de fond a été effectuée par Lavine [1.32] dans les 3 cas particuliers suivants :

- cas I : rectification plane conventionnelle
- cas II : rectification passe profonde
- cas III : rectification plane avec une meule CBN

Le modèle permet d'étudier la sensibilité de la température de fond maximale au paramètre F_{sp} , difficile à connaître avec précision. Le graphe de la Figure 1.20 permet de montrer que F_{sp} a peu d'influence sur la température de fond maximale dans les cas I et II.

Cependant, pour la rectification conventionnelle avec une meule CBN (cas III), la température est beaucoup plus sensible et augmente nettement avec F_{sp} . Afin de comprendre l'influence de F_{sp} , Lavine introduit les coefficients de répartition au niveau des zones de frottement et du de la zone de déformation plastique :

$$\epsilon_{wf}^w = \frac{q_{wf}^w}{q_{wf}} \quad \text{et} \quad \epsilon_{sp}^w = \frac{q_{sp}^w}{q_{sp}} \quad (1.60) \quad (1.61)$$

La fraction de puissance entrant (in) dans la pièce par la face d'usure (wg) et sous le copeau (wch) s'écrit :

$$\epsilon_{in} = \frac{A_{wf} q_{wf}^w + A_{sp} q_{sp}^w}{q_m^t} = (1 - F_{sp}) \epsilon_{wf}^w + F_{sp} \epsilon_{sp}^w = \epsilon_{wb} + \epsilon_f \quad (1.62)$$

Celle-ci est évacuée dans la pièce (wb) et dans le fluide de refroidissement (f).

Pour les cas I et II, on remarque que lorsque F_{sp} augmente, la fraction d'énergie absorbée par la pièce sous le grain diminue, ce qui est normal puisqu'une partie de la puissance totale de rectification est reportée en aval du grain au niveau de la bande de cisaillement ce qui a pour effet de diminuer T_{wg} et d'augmenter T_{wch} . Si la température du grain T_{wg} devient inférieure à la température de fond, la chaleur à l'interface grain/pièce passe de la pièce vers le grain plus froid ce qui correspond à une valeur négative de ϵ_{wg} . Cependant, la diminution rapide de ϵ_{wg} n'a que peu d'influence sur le coefficient de répartition global ϵ_{in} puisque ϵ_{wg} est pondéré par $1 - F_{sp}$ qui décroît lui aussi.

Dans le cas III, on remarque que ϵ_{wf}^w reste très faible et quasiment constant en raison de la forte conductibilité thermique du grain CBN qui absorbe plus de puissance que la pièce. La fraction d'énergie transmise à la pièce au niveau de la zone de formation du copeau ϵ_{sp}^w est beaucoup plus élevée, ce qui engendre une augmentation du coefficient de répartition global en fonction de F_{sp} . Ceci montre que la température de fond est très sensible au paramètre F_{sp} dans le cas d'une rectification avec une meule CBN et que la non prise en compte dans le modèle de l'écoulement plastique en aval du grain peut amener à sous estimer les températures atteintes.

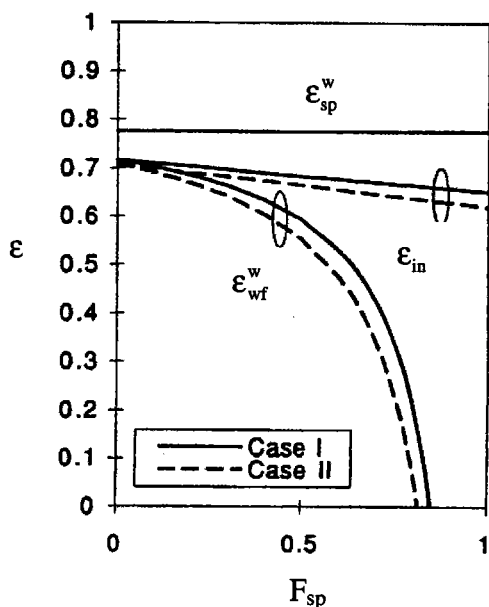


Figure 1.21 : coefficients de répartition pour les cas I et II en fonction de F_{sp}

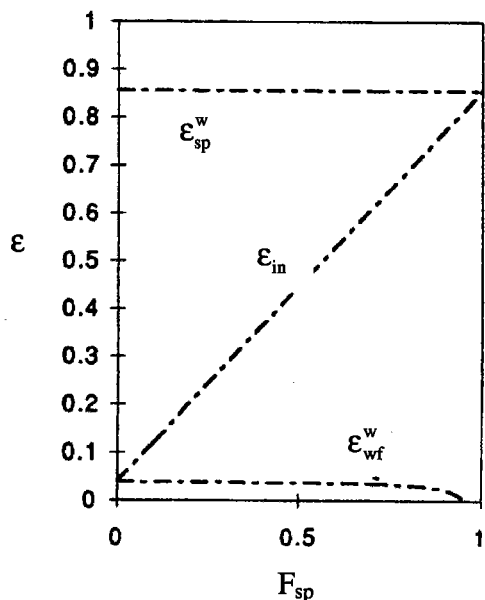


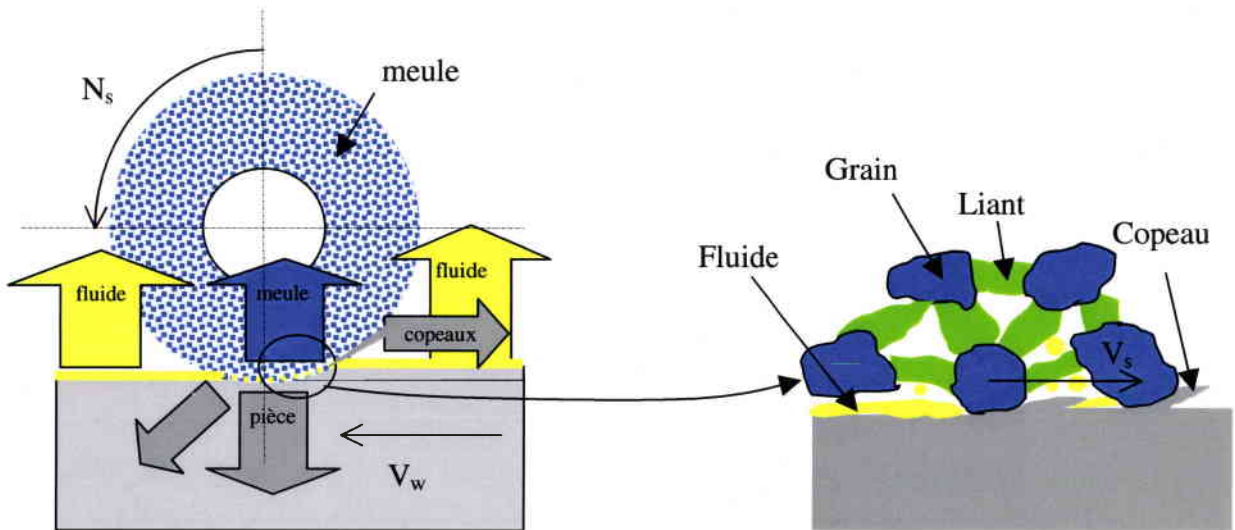
Figure 1.22 : coefficients de répartition de la pièce en fonction de F_{sp} pour le cas III

Le modèle de Lavine ne prend pas en compte les échanges de chaleur par conduction entre le copeau et le grain. Ceux-ci auraient tendance à réduire l'écart de température entre le copeau et le grain et ainsi la dépendance de ϵ_{in} au paramètre F_{sp} . L'étude de Lavine montre qu'en supposant que la surface de contact copeau/grain est égale à la surface totale de cisaillement, la conduction grain/copeau a un effet négligeable dans les cas I et II. En revanche, cet effet est nettement plus important dans le cas III. Le calcul montre que la température de fond est divisée par deux. Malgré la réduction de ϵ_{in} , avec la prise en compte de cette conduction à l'interface grain/copeau, l'effet de F_{sp} sur ϵ_{in} reste toujours plus important que dans les cas I et II.

Lavine [1.33] étudie la sensibilité de la température de fond à l'acuité du grain définie par le rapport l_{wf}/d_g , à l'angle de cisaillement Φ , et à la fraction de grains actifs F_a pour une rectification conventionnelle à l'aide d'une meule Alumine. Pour une puissance totale constante, il s'avère que l'acuité du grain est le paramètre le plus sensible sur la température maximale atteinte. Viennent ensuite l'angle de cisaillement Φ et la fraction de grain actif F_a . Ceci signifie que l'usure de la meule et les conditions de diamantage ont une influence non négligeable sur les températures atteintes.

1.4.7 Synthèse des méthodes globales et locales

Le Schéma suivant permet de synthétiser l'étude précédente en fournissant les hypothèses et les paramètres d'entrée nécessaires. Il est évident que l'étude globale est nettement plus abordable que l'étude locale car cette dernière nécessite des grandeurs difficiles à mesurer comme la densité de grains actifs, la surface de contact du grain avec la pièce mais aussi les propriétés thermophysiques du grain. De plus, l'étude locale doit prendre en compte l'écoulement plastique au voisinage du grain qui est modélisé de manière incomplète car la matière s'écoule latéralement en formant des bourrelets. L'écoulement est différent en fonction de la forme du grain et de son orientation. Le modèle de la bande de cisaillement en aval du grain est donc très éloigné de la réalité car le problème n'est pas bidimensionnel. Ces modèles locaux relativement simples n'ont pas été encore validés expérimentalement compte tenu de la difficulté d'effectuer des mesures de température directement à l'interface grain/matière.



APPROCHE GLOBALE

Grandeurs mesurées ou supposées:

- Puissance moyenne absorbé par la pièce ou température en un point de la pièce
- Forme du flux : uniforme, triangulaire, parabolique
- Vitesse V_w ,
- Profondeur de passe,
- Propriétés thermophysiques de la pièce et du lubrifiant
- Longueur de contact meule/pièce

APPROCHE LOCALE

Grandeurs mesurées :

- Puissance totale de rectification
- Vitesse V_w , V_s
- Profondeur de passe,
- Propriétés thermophysiques du grain, de la pièce et du fluide de refroidissement
- Surface de contact réelle grains/pièce
- Densité de grain actif à l'interface
- Forme du grain
- Cinématique de formation du copeau, énergie spécifique de coupe

Etude du champ de température dans la pièce :

- Pour un problème stationnaire : unidimensionnelle, bidimensionnel, tridimensionnel (largeur d'engagement de la meule inférieure à la largeur de la pièce)
- Pour un problème non linéaire : évolution des propriétés thermophysiques de la pièce en fonction de la température.
- Pour un problème bidimensionnel transitoire : pièce thermiquement courte ou longue
- Avec prise en compte de la courbure de la surface rectifiée
- Avec prise en compte du fluide de refroidissement

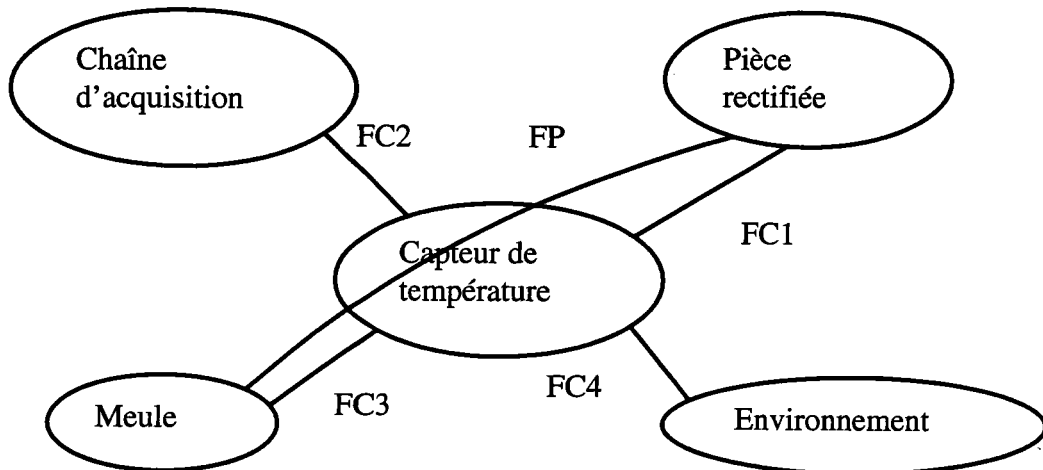
- Température dans les 4 milieux dans l'arc de contact meule/pièce
- Evolution des flux absorbés par la pièce, le grain et le lubrifiant à l'interface dans l'arc de contact meule/pièce
- Influence des caractéristiques du grain : matériau, usure, forme du grain
- Etudes de sensibilité sur les grandeurs d'entrée
- Prise en compte de la formation du copeau
- Changement de phase du liquide de refroidissement à l'interface

Figure 1.23 : Champs d'investigation et bilan des études thermiques en rectification

1.5 Méthodes expérimentales pour la caractérisation énergétique de la rectification

1.5.1 Diagramme des interacteurs du capteur de température

Afin de définir le cahier des charges du capteur, il est nécessaire de définir ses fonctions de service et ses contraintes :



Les fonctions contraintes résultent des exigences de l'adaptation du produit avec les éléments du milieu extérieur :

FC1 : être adaptable à la pièce rectifiée.

Cette fonction contrainte regroupe à la fois la géométrie de la pièce rectifiée (forme et dimensions), le matériau. La technique de mesure doit être applicable à la rectification plane comme à la rectification cylindrique.

FC2 : transmettre le signal délivré par le capteur à la chaîne d'acquisition.

FC3 : s'adapter au type de meule : cette fonction contrainte prend en compte le grade de la meule, la matière, la taille des grains, les dimensions de la meule (largeur et diamètre) etc...

FC4 : résister au milieu environnant : on entend par environnement le lubrifiant, la couche d'air, les copeaux, les vibrations etc...Le capteur doit garder ses caractéristiques métrologiques dans différents milieux.

FP : mesurer la température au voisinage de l'interface meule/pièce

On peut remarquer que ce diagramme ne fournit aucune indication sur la technologie du capteur, ni sur sa position.

1.5.2 Choix de la méthode de mesure de la température

L'étude thermique en rectification nécessite une mesure de température pour pouvoir déterminer le coefficient de répartition R_w et à terme déterminer les zones affectées thermiquement ainsi que les contraintes résiduelles d'origine thermique.

Les températures mises en jeu dans la surface de contact meule/pièce peuvent atteindre des valeurs de 800 °C si on considère la température de fond de la pièce et 1500 °C si on s'intéresse à la température du grain (d'après étude bibliographique).

D'après la gamme de température, les capteurs utilisables sont :

- Thermocouple ;
- Méthode optique : pyromètre ou caméra infrarouge ;
- Méthode repère ;

Le diagramme FAST ci dessous, effectué à partir d'une analyse de l'existant, permet de répertorier les différentes techniques en fonction de la position de la mesure :

MESURER LA TEMPERATURE AU VOISINAGE DE L'INTERFACE MEULE/PIECE

MESURE DIRECTE SUR LA SURFACE DE LA PIECE

Thermocouple outil/pièce :

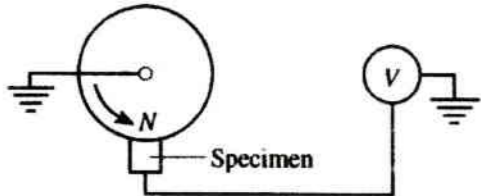


Figure 1.24 : Outwater, Shaw

Mesurer le rayonnement de la surface par un trou percé dans la meule :

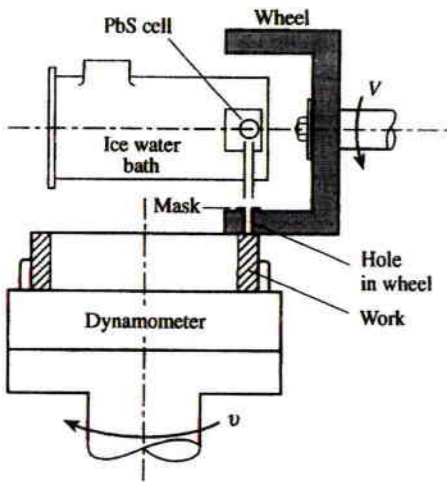


Figure 1.25 : Mayer, Shaw

Thermocouples rectifiables : fil/pièce, feuille/pièce, sandwich

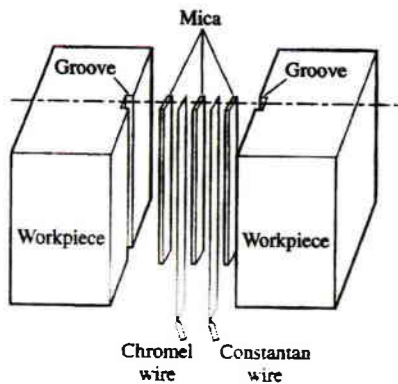


Figure 1.26 : Nee, Tay, Peklenik, Rowe, Mills, Kosiarsky

PAR UNE METHODE INVERSE OU DEPORTEE SUR :

LA PIECE

MESURE SOUS LA SURFACE RECTIFIEE

Thermocouple noyé ou thermocouple semi intrinsèque dans un trou borgne :

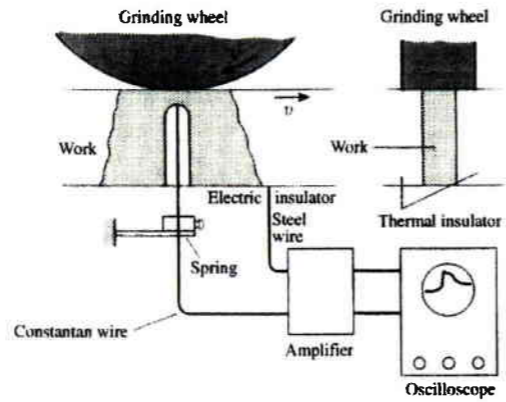


Figure 1.27 : Littman, Wulff, Takazawa

Pyromètre noyé dans la pièce :

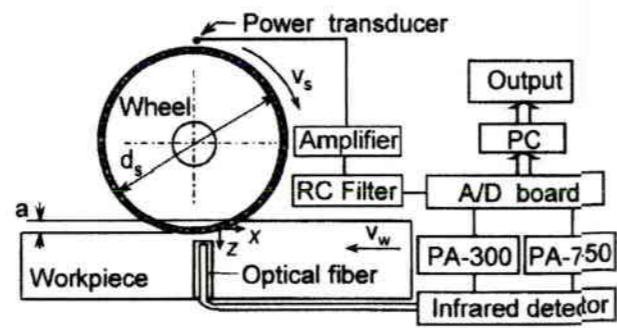


Figure 1.28 : Ueda, Hosokawa, Yamamoto

MESURE SUR LES SURFACES LATERALES

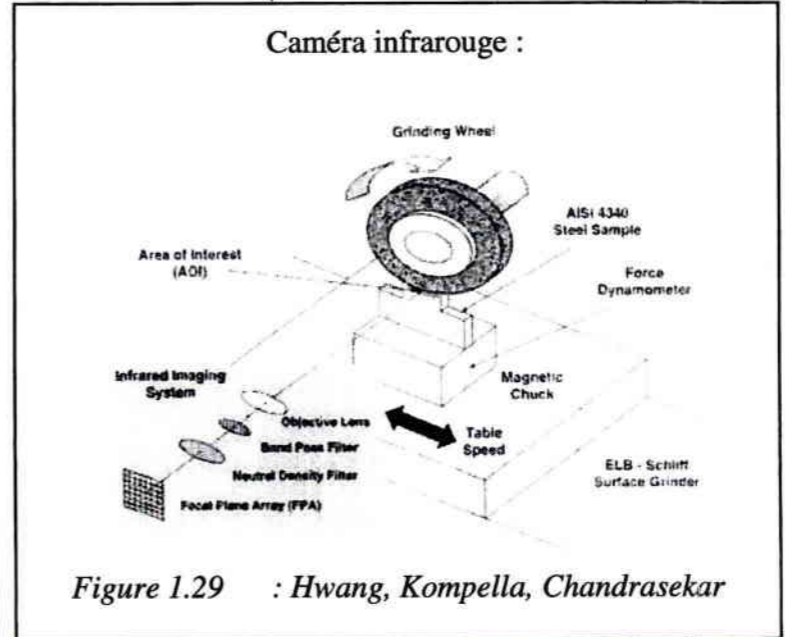


Figure 1.29 : Hwang, Kompella, Chandrasekar

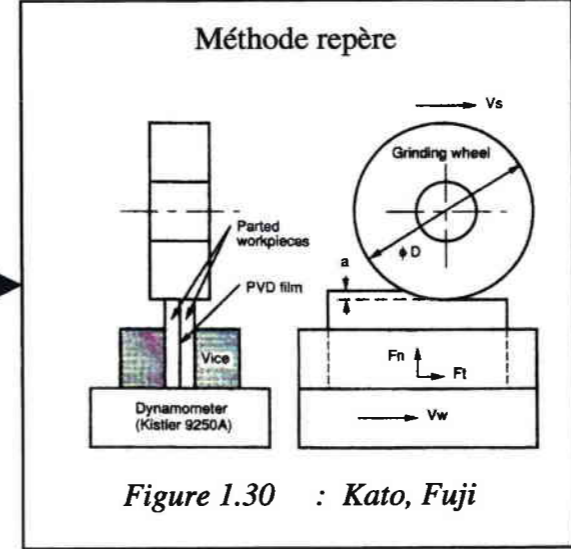


Figure 1.30 : Kato, Fuji

LES COPEAUX

INTEGRER LE CAPTEUR DANS LE GRAIN

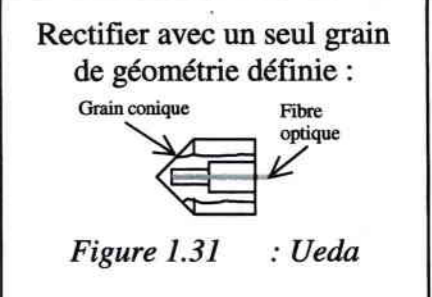


Figure 1.31 : Ueda

INTEGRER LE CAPTEUR DANS LA MEULE

POSITIONNER LE CAPTEUR A L'EXTERIEUR DE LA MEULE

Pyromètre décalé angulairement par rapport à la surface rectifié et tangent à la meule :

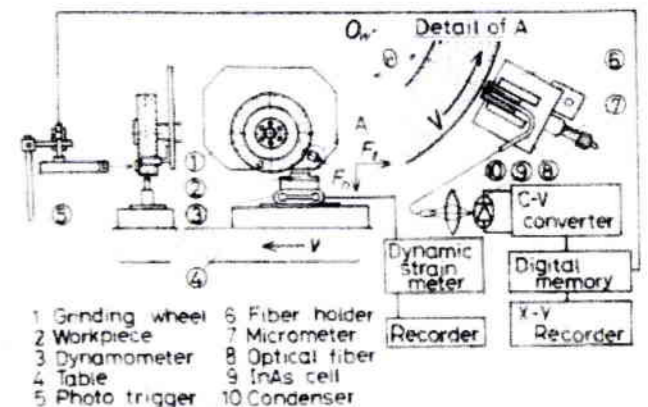


Figure 1.32 : T.Ueda, A.Hosokawa, A.Yamamoto

1.5.3 Méthode repère

Cette méthode consiste à observer les modifications métallurgiques d'un matériau thermosensible lorsqu'il atteint une température déterminée. T. Kato et H.Fujii [1.39],[1.40] effectuent un dépôt d'un film thermosensible par vaporisation sous vide (PVD). Cette technique nécessite la séparation de la pièce usinée en deux parties (Figure 1.30). Les deux surfaces en contact sont polies et un matériau, dont le point de fusion est connu, est déposé par vaporisation sur l'une des deux surfaces en contact.

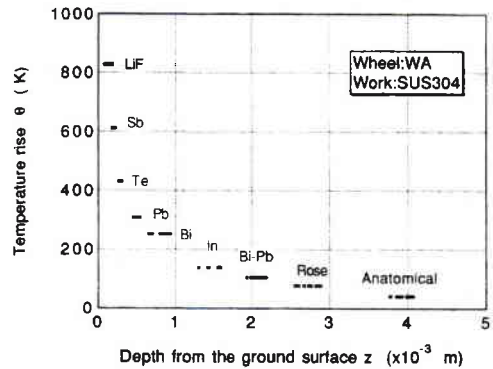
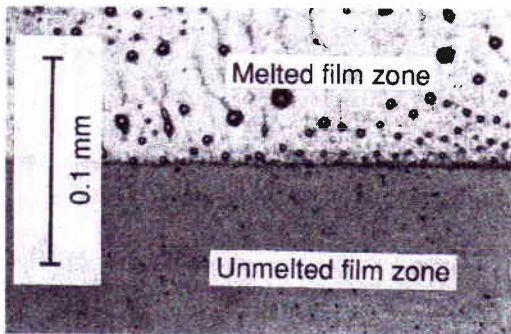


Figure 1.33 : Image au microscope de la zone de transition

Figure 1.34 : Evolution de la température maximale atteinte pour chaque film en fonction de la profondeur

Une observation au microscope suffit à détecter la transition entre la zone fondue et celle non fondue (Figure 1.33). La limite entre les deux zones est détectée par une rugosité plus importante dans la zone fondue. En utilisant des films PVD de point de fusion différent, on peut connaître la position des isothermes avec une résolution correspondant à l'écart entre deux points de fusions consécutifs. La distribution de température peut être obtenue longitudinalement (parallèlement à la vitesse d'avance) (Figure 1.34) ou transversalement (perpendiculairement) suivant la position du plan de joint entre les deux pièces rectifiées. L'avantage de la méthode est sa discrétion vis à vis du flux en raison de la faible épaisseur du dépôt ($0,2 \mu\text{m}$). Cependant, le coût des différents dépôts est élevé et nous n'avons pas d'informations sur l'évolution de la température au cours du temps.

1.5.4 Méthodes par rayonnement

Des informations sur les températures atteintes en rectification peuvent être obtenues par l'utilisation de la pyrométrie optique infrarouge. Différentes solutions ont été envisagées suivant le choix de la surface rayonnée et de la température recherchée.

Le rayonnement de la surface rectifiée au niveau de l'interface meule/pièce n'est pas visible compte tenu de la présence de la meule. J.E. Mayer et M.C. Shaw [1.43] ont développé un montage permettant de mesurer la température moyenne de la surface en perçant un trou de 1,6 mm de diamètre radialement dans la meule (Figure 1.25). Les axes de rotation de la meule et de la pièce sont perpendiculaires, ce qui est équivalent à une opération de rectification plane. Le rayonnement émis est mesuré par une cellule photoconductrice PbS de faible constante de temps (100 μ s environ) afin de détecter la rapide variation de flux émis lorsque le pyromètre se trouve dans l'axe du trou.

Cette méthode demande un étalonnage spécifique en fonction de la fréquence de rotation de la meule et de la température de l'objet. La surface fraîchement rectifiée n'étant pas oxydée, les auteurs ont appliqué un coefficient correctif par rapport à la courbe d'étalonnage de l'échantillon oxydé. La surface rectifiée est inférieure à la surface découverte par le trou, ce qui nécessite de corriger la courbe d'étalonnage par rapport au flux rayonné.

Les mesures de températures effectuées sont nécessairement plus faibles pour les raisons suivantes :

- La surface découverte par le trou dans la meule n'est pas rectifiée au moment de la mesure et a donc le temps de refroidir.
- La température de la surface rectifiée n'est pas uniforme mais est constituée de bandes minces à très haute température (de l'ordre de 1000 °C) laissées par les derniers grains actifs avant le trou et de régions de températures nettement plus faible (300 °C). La méthode permet de mesurer la radiation totale de la surface et non les zones à hautes températures.

Les auteurs montrent la corrélation entre énergie spécifique et température moyenne pour différentes épaisseurs de copeaux et pour différentes conditions de lubrification. Ils ont aussi étudié l'évolution de la température en fonction de la vitesse de la meule à épaisseur de copeaux constants. La température théorique dans la bande de cisaillement, donnée par le modèle d'Outwater et Shaw [1.13] est trois fois plus élevée que la température mesurée, ce qui est normal puisqu'ils supposaient, à l'époque, une surface d'usure du grain nulle et une

énergie spécifique liée uniquement au cisaillement et au frottement du copeau sur la face de coupe du grain.

T.Ueda, A.Hosokawa et A.Yamamoto [1.37] utilisent un pyromètre à radiation infrarouge relié à une fibre optique transmettant le flux rayonné vers une photodiode de type InAs (Arséniure d'Indium). La fibre de diamètre 50 μm est insérée dans un trou borgne de diamètre 0,4 mm affleurant la surface de la pièce jusqu'à 20 μm d'épaisseur (Figure 1.28). Cette technique permet d'effectuer des mesures de température à haute fréquence grâce à la faible constante de temps de la photodiode qui est estimée à 1 μs . Le Rayonnement du fond du trou permet d'avoir une information sur les pics de température liés à l'action des grains. L'article compare l'amplitude des pics avec un pyromètre à cellule PbS et le thermocouple fil/pièce développé par Peklenik. Les auteurs montrent que seul le pyromètre InAs est suffisamment rapide et précis pour mesurer l'amplitude réelle des pointes de température de plus de 1100 °C liées au passage des grains. Nous reviendrons sur ces conclusions par la suite.

Les mêmes chercheurs [1.45][1.34] ont tenté de mesurer la température d'un grain immédiatement après la coupe et d'en déduire sa température à l'interface meule pièce en utilisant un pyromètre à rayonnement infrarouge. Le montage expérimental est représenté sur la Figure 1.32. La fibre optique est positionnée à 45° après la zone de coupe (4,2 ms) afin d'éviter les perturbations liées au rayonnement des copeaux. A chaque révolution la température du même grain est enregistrée grâce à un détecteur optique placé sur le côté de la meule. Le temps de réponse de la cellule, après un étalonnage dynamique (à 63% de la valeur finale) est estimé à environ 7 μs . Une étude du refroidissement d'un grain a été effectuée en faisant varier la position angulaire de la fibre par rapport à l'axe de rotation de la meule. Les résultats montrent que la température de chaque grain fluctue entre 500°C et 1400°C et que la température moyenne est de 820 °C. Les auteurs en déduisent une température moyenne de l'ordre de 1100°C dans la zone de coupe. Certains grains peuvent atteindre 1500 °C, ce qui est correspond à la température de fusion du métal. Cette valeur paraît excessive et peut être due aux réactions exothermiques des particules métalliques adhérant aux grains coupants. La présence de ces particules peut engendrer des variations aléatoires du rayonnement à chaque tour de meule. Les variations de température du grain à chaque tour sont justifiées par l'usure, la rupture des grains, les vibrations et l'écoulement de matière à la surface consécutive au microsillonage. La méthode permet de déterminer le nombre de grains actifs et la distance moyenne entre deux grains pour différentes conditions de coupe. Il est observé que la distance moyenne entre les grains détectés décroît avec l'augmentation de la profondeur de passe. Les

auteurs montrent théoriquement et expérimentalement que la température maximale des grains dépend principalement de la vitesse V_s de la meule. A vitesse d'avance et profondeur de passe constantes, une augmentation de la vitesse de la meule fait décroître la température maximale des grains, ce que les auteurs justifient par un nombre de grain actif par unité de temps plus important. Cependant, cette température plus faible des grains ne signifie pas une température plus faible à l'interface meule/pièce car la puissance totale augmente (mais l'effort tangentiel diminue) avec la vitesse de la meule ce qui engendre une température de fond plus élevée.

Ueda [1.35] a développé une technique de mesure de température à l'interface grain de coupe/pièce, en insérant une fibre optique à l'intérieur d'un outil conique d'alumine translucide simulant le grain abrasif de la meule (Figure 1.31). Le rayonnement émis lors de la coupe est transmis à travers l'outil conique puis capté par deux détecteurs infrarouges Ge et InSb de sensibilité spectrale différente (pyromètre bichromatique). Pour un acier à 0,55 % de carbone et une profondeur de passe de 30 μm , l'augmentation de la vitesse de coupe engendre des températures moyennes plus élevées pouvant atteindre 1300-1400 °C dans la zone de contact pour une vitesse de 38 m/s. A partir d'une vitesse de coupe de 15 m/s, la température devient peu sensible à la vitesse de coupe. La température maximale à l'interface grain/pièce peut être estimée à 1500-1600 °C, mais cette estimation n'est pas clairement justifiée. Les vitesses de chauffage pour le grain sont très élevées de l'ordre de 10^7 °C/s. Cette approche est intéressante car elle permet de comprendre les facteurs d'influence conditionnant la température du grain mais elle est trop éloignée des conditions réelles de rectification car :

- Le grain a une géométrie définie.
- La profondeur de passe de 30 μm est 100 fois plus élevée que l'épaisseur de copeau réellement enlevée par un grain d'une meule. De plus, l'épaisseur de copeau est constante durant toute la durée du contact.
- La température de la pièce avant la coupe est égale à la température ambiante alors qu'elle varie dans l'arc de contact meule/pièce.

La dernière technique de mesure de température utilise une caméra infrarouge permettant de mesurer la répartition spatio temporelle de la température sur la surface latérale de la pièce (Figure 1.29). Cette technique de mesure est instantanée, globale, discriminative (spatialement et thermiquement) et discrète. Dans la dernière publication utilisant cette méthode, Hwang, Kompella, Chandrasekar [1.46] utilisent une camera CCD (Charge coupled device) associée à un microscope infrarouge. Une des surfaces latérales de la pièce est recouverte d'une peinture noire qui lui confère une émissivité de 0,9. La caméra est fixe par

rapport au bâti machine et ,par conséquent, par rapport à la zone de contact meule/pièce. Les lentilles focalisent le rayonnement infrarouge sur une matrice bidimensionnelle de 256*256 détecteurs InSb dont la constante de temps est de 0,2 μ s. Le temps d'intégration choisi est de 0,3 ms et la fréquence trame est de 100 hz. La résolution spatiale de l'image (pixel) est de 30 μ m pour une surface observée de 7,68*7,68 mm², mais un filtrage spatial de 3*3 pixels est nécessaire pour pallier les défauts de l'image. L'écaillage de la peinture sur le bord de la pièce au voisinage de la surface rectifiée nécessite une extrapolation sur quelques dizaines de microns pour déterminer la température en surface.

1.5.5 Méthodes thermoélectriques

Les premières expérimentations destinées à la mesure de température consistaient à noyer un thermocouple dans la pièce (Littman et Wulff, 1952) dans un trou percé perpendiculairement à la surface (Figure 1.27). La température de la surface était obtenue par extrapolation juste avant sa destruction. Littman et Wulff ont étudié l'influence de la température sur les modifications structurales du matériau usiné.

La seconde technique, développée par Outwater et Shaw [1.13], utilise la méthode du thermocouple outil-pièce (Figure 1.24) pour lequel l'interface meule/pièce constitue la jonction chaude. Cette technique a été utilisée en tournage beaucoup plus tôt par Gottwein, Shore, et Herbert en 1925. La meule utilisée est en carbure de silicium pour sa faible résistance de contact. Autant la puissance thermoélectrique du couple est importante par rapport à d'autres combinaisons de matériaux, autant l'impédance élevée de la meule comparée aux métaux ordinaires rend difficile l'obtention de valeurs précises. Si bien que l'avantage de la puissance thermoélectrique élevée du couple carbure de Silicium/acier est moindre compte tenu de la difficulté introduite par la forte impédance. Cependant, les faibles vitesses d'avance utilisées dans les essais fournissent des valeurs trop élevées. Cette méthode est limitée par l'utilisation de meules conductrices, elle permet d'avoir une température moyenne des différents contacts grains/pièce et non la température de fond. De plus la méthode d'étalonnage est délicate.

Takazawa (1966) a étudié les modifications structurales de la sous couche rectifiée d'aciers trempés en fonction de la température en utilisant le montage représenté sur la figure 34. Un fil de constantan de 0,6 mm est soudé au fond d'un trou de 1 mm de diamètre percé perpendiculairement à la surface rectifiée. Ce fil est isolé par de l'oxyde de béryllium ayant la même conductivité thermique que l'acier. La surface est rectifiée par passe de 20 μ m dans les mêmes conditions. La méthode permet d'obtenir les courbes isothermes dans la pièce rectifiée.

Cette technique est intéressante pour étudier les transformations métallurgiques superficielles (trempe induite, revenu induit, oxydation et décarburation). Cependant, il est très difficile, d'une part, de remonter à la température à la surface en raison du gradient de température très élevé et, d'autre part, de définir la position (à 5 μm près) de la jonction du thermocouple sous la surface.

Une solution est d'effectuer la soudure chaude à la surface de la pièce.

Le premier principe du thermocouple rectifiable a été développé par Peklenik en 1957 [1.49]. Il monte un fil de platine isolé dépassant de la surface rectifiée. Lorsque la meule passe à la surface du thermocouple, les déformations plastiques du fil et de la surface de la pièce réalisent la jonction Chaude. Le fil étant de petit diamètre (0,5 mm), la jonction ainsi créée est sensible au passage des grains. L'ensemble des pics de tension détectés permet de déterminer la distance entre deux grains actifs à la surface de la meule.

L'idée de Peklenik exploitant l'écoulement du copeau pour la création de la jonction chaude a été largement exploitée par la suite dans le but de déterminer une température moyenne à l'interface meule/pièce. Rowe, Black et Mills [1.27] utilisent un thermocouple rectifiable feuille/pièce qu'ils jugent plus intéressant car les f.é.m produites par l'action des grains sont automatiquement moyennées. Les dimensions de la jonction chaude et la faible épaisseur de la feuille (30 μm) garantissent une faible constante de temps de l'ordre de 1 ms.

Un thermocouple similaire, « layer thermocouple », a été développé par K. Kosiarski [1.48], dans le but de déterminer le pouvoir de coupe d'une meule. Celui-ci est placé à l'opposé de la pièce et est appliqué sur la meule avec une certaine pression. Il montre que la température maximale mesurée augmente avec des conditions de dressage conférant à la meule un comportement plus dur (avance au diamantage faible et usure du diamant importante). Pour un dressage donné, la température du thermocouple rectifiable augmente en fonction du temps de rectification et permet ainsi d'évaluer le pouvoir de coupe de la meule en production. Il ne faut cependant pas confondre la température mesurée par le capteur et celle à l'interface meule/pièce.

A. Y. C. Nee et A. O. Tay [1.47] ont développé un thermocouple chromel/constantan pris en sandwich entre les deux pièces rectifiées. Les feuilles de chrome et de constantan sont isolées par de fines feuilles de mica (Figure 1.26). L'épaisseur totale de la jonction ainsi obtenue est de 0,46 mm et sa largeur est de 2 mm. D'après les auteurs, lorsque la meule rectifie le capteur, la quantité de chaleur produite suffit à souder les deux électrodes. Cependant, d'après Shaw, le temps de contact du grain avec un élément de volume n'est pas suffisant pour fondre la matière. Selon les auteurs, l'intérêt principal de cette méthode est qu'elle ne nécessite pas

d'étalonnage pour chaque matériau usiné puisque le couple chromel/constantan est un couple standard de type E. De plus ce couple a la sensibilité thermoélectrique la plus élevée entre 70 et 80 $\mu\text{V}/^\circ\text{C}$. La constante de temps du capteur est estimée à 2 ms.

X. Xu et S. Malkin [1.50] ont comparé trois méthodes de mesure de la température. La première consiste en un thermocouple de type K chromel-alumel, soudé au fond d'un trou borgne de diamètre 1,32 mm situé à une profondeur de 2,1 mm par rapport à la surface rectifiée. La seconde, selon le même principe, utilise une fibre optique de 0,5 mm de diamètre (diamètre 10 fois plus élevé que celle utilisée par Ueda !) pour transmettre le rayonnement du fond du trou (diamètre 1 mm) à un détecteur infrarouge. La troisième méthode est le thermocouple feuille/pièce constitué d'une feuille de constantan de 35 μm et de deux feuilles de mica de 10 μm d'épaisseur prises en sandwich entre les deux échantillons à rectifier. Les conditions de rectification sont choisies de manière à pouvoir négliger l'erreur liée à l'inertie thermique du thermocouple noyé et du thermocouple feuille/pièce respectivement de 4,5 et 2 ms. Pour une vitesse V_w de 18 mm/s et une profondeur de passe de 20 μm le temps de contact meule/pièce est de 160 ms ce qui garantit une bonne réponse dynamique des trois techniques de mesure. Le lissage de la courbe de température fournie par le thermocouple feuille/pièce est effectué grâce à la solution de la source mobile de Jaeger ce qui permet de déterminer le coefficient de répartition énergétique. Dans les conditions de rectification avec une meule CBN, les auteurs trouvent un ratio de 60 %. Les résultats montrent que les maxima de température sont comparables mais les températures fournies par le thermocouple noyé et par le détecteur infrarouge sont légèrement supérieures à celles du thermocouple rectifiable. Les seuls travaux traitant de la perturbation du champ de température au voisinage du trou ont été effectués par Obikawa, Takahara et Shirakashi [1.51][1.52]. A partir d'une modélisation tridimensionnelle par éléments finis prenant en compte le trou (diamètres 0,5-1-1,5 mm) et un fil de constantan soudé (diamètre 0,2 mm), Ils montrent que le coefficient de répartition est surestimé si on effectue le lissage de la courbe expérimentale avec le modèle de Jaeger (ne prenant pas en compte la perturbation). L'erreur est d'autant plus importante que le diamètre du perçage augmente et que la distance entre la surface et le fond du trou diminue. Les mesures de températures effectuées pour les trois diamètres fournissent un coefficient de répartition de 50 % avec le modèle tridimensionnel et de plus de 80 % pour le modèle bidimensionnel de Jaeger.

L'étude montre donc que la technique du thermocouple et de la fibre optique noyés ne permet pas une mesure juste de la température à une profondeur inférieure à quelques dixièmes de millimètre et qu'une correction est nécessaire.

1.5.6 Choix du type de capteur

Nous avons choisi d'effectuer la mesure au niveau de la pièce et non de la meule pour les raisons suivantes :

- Il est excessivement difficile de mesurer la température d'un grain et encore plus d'en déduire la température de la pièce. Les méthodes directes par rayonnement de la meule en dehors de la zone de contact sont perturbées par l'adhésion des copeaux.

| FONCTION | NIVEAU | C* | OBSERVATIONS |
|---|---|----|---|
| Mesurer la température au plus proche de l'interface meule/pièce | 1 : directement à la surface 0,5 : inférieur au 1/10 mm sous la surface 0 : supérieur au 1/10 mm | 3 | Une mesure déportée filtre des informations. Il s'agit donc de minimiser la distance entre le point de mesure et l'interface meule/pièce. |
| Avoir une bonne résolution géométrique | 1 : ordre du 1/100 mm 0,5 : ordre du 1/10 mm 0 : ordre du mm | 3 | Il s'agit de choisir la résolution surfacique (rayonnement) ou volumique (thermocouple) de la mesure de température en fonction du phénomène thermique étudié. |
| Avoir un bon temps de réponse pour le phénomène mesuré | Constante de temps : 0 : ordre de la seconde 0,25 : ordre du 1/10 s 0,5 : ordre du 1/100 s 0,75 : ordre du 1/1000 s 1 : inférieur à 100 µs | 3 | Elle est étroitement liée à la précédente pour les thermocouples car l'inertie thermique est d'autant plus faible que les dimensions de la jonction sont petites. Notons que le capteur peut avoir un faible temps de réponse alors que le phénomène mesuré est stationnaire (th. outil/pièce, caméra infrarouge) |
| Avoir une bonne finesse ou être discret | Erreur systématique : 0 : > 20 % 0,5 : comprise entre 5 et 20 % 1 : méthode non intrusive | 2 | Toute mesure de température avec contact perturbe le champ de température et les échanges d'énergie dans son voisinage. Il s'agit donc de la minimiser ou de pouvoir en tenir compte par une démarche expérimentale ou/et par simulation numérique. |
| Pérennité du moyen de mesure | 0 : grandeur systématiquement différente à chaque passe 1 : grandeur statistiquement identique | 2 | Ce critère estime l'évolution de la grandeur mesurée au cours des différentes passes. Par exemple, le thermocouple noyé délivre un signal différent à chaque passe puisque la position du point de mesure se rapproche de la surface rectifiée. |
| Facilité d'étalonnage | 0 : dépendant du matériau rectifié et de la meule 0,5 : dépendant du matériau mais nécessaire à chaque pièce 1 : indépendant | 2 | L'étalonnage est une étape fondamentale de toute démarche de métrologie. Dans toutes les techniques exposées, il est nécessaire d'effectuer un étalonnage statique et dynamique du capteur. |
| Quantité d'informations acquises sur un seul essai | 0 : valeur moyenne statique 0,5 : une mesure locale en fonction du temps 1 : une mesure globale en fonction du temps | 2 | En fonction de la technique de mesure, il est possible d'obtenir une température moyenne à l'IMP (thermocouple outil/pièce), la température à une profondeur donnée en fonction du temps (thermocouple ou pyromètre noyé), ou encore le champ de température (caméra infrarouge). |
| Résister à l'environnement | 0 : si contact direct avec le milieu extérieur, 1 : sinon | 1 | Les qualités métrologiques de la mesure ne doivent pas être affectées par la lubrification, les vibrations, hautes températures, la présence de grains abrasifs, de copeaux etc... |
| Adaptabilité de la technique à la pièce rectifiée ou temps nécessaire à l'instrumentation de la pièce | Temps de fabrication : 0 : élevé supérieur à 8 h 0,5 : inférieur à 8h 1 : aucune préparation | 1 | Certaines méthodes nécessitent l'usinage de la pièce afin d'y intégrer le capteur (méthodes intrusives) ou un polissage pour le dépôt d'une peinture noire (caméra infrarouge) |

* : coefficient de pondération

- Notre objectif est , entre autres, de définir la quantité d'énergie absorbée par la pièce.

Nous allons donc comparer les différentes solutions techniques citées précédemment selon les critères répertoriés dans le tableau et classés par ordre de priorité :

La rectification étant un processus complexe faisant intervenir de nombreux paramètres, certaines expérimentations s'écartent volontairement des conditions réelles; c'est le cas de la méthode de mesure de la température du grain développée par Ueda. Nous avons souhaité rester au plus proche des conditions réelles de rectification et la méthode du grain unique a donc été supprimée.

Nous allons classer les différentes solutions suivant chacune des fonctions citées ci dessous. Le niveau de satisfaction est quantifié par un chiffre compris entre 0 et 1. Un coefficient de pondération est affecté à chaque contrainte en fonction de son importance.

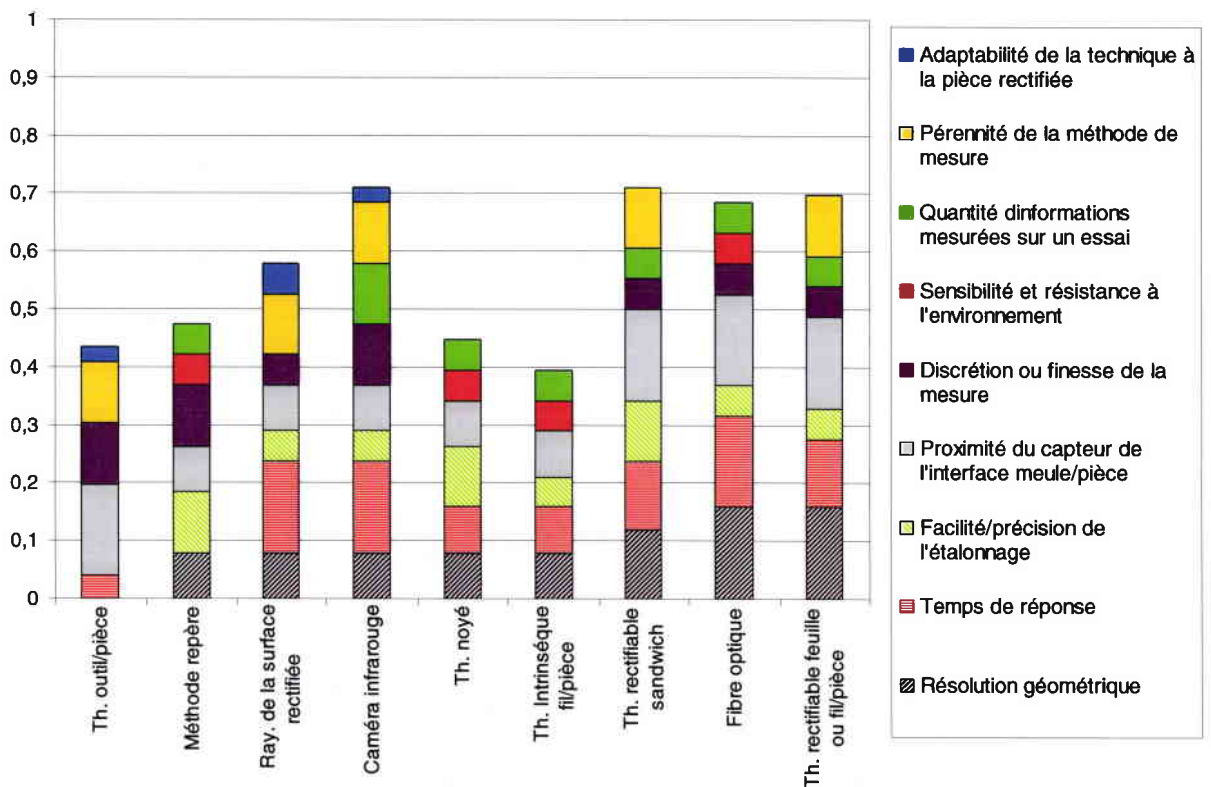


Figure 1.35 : Histogramme du niveau de satisfaction des fonctions contraintes avec application d'un coefficient de pondération

L'historgramme montre que les 4 meilleures solutions sont le thermocouple rectifiable, la pyrométrie par fibre optique placée sous la pièce, la caméra infrarouge. En l'absence de

pondération, la caméra infrarouge répond le mieux aux différentes contraintes. Le thermocouple fil-feuille/pièce est mieux classé que le thermocouple sandwich car ses dimensions sont plus importantes (2 couches supplémentaires) ; sa finesse et son temps de réponse sont nécessairement moins bons car la soudure n'est pas effectuée directement avec la pièce rectifiée (ce n'est pas un thermocouple intrinsèque). Cet écart est quasiment compensé par l'absence d'étalonnage statique.

Le thermocouple rectifiable a été choisi pour les raisons suivantes :

- Il permet d'obtenir une information sur la température directement à la surface, sachant qu'elle constitue la condition aux limites pour d'éventuelles simulations par éléments finis. Aucune extrapolation, souvent hasardeuse, n'est nécessaire contrairement aux méthodes comme la pyrométrie optique, la caméra infrarouge ou le thermocouple noyé

L'usinabilité du capteur rend le nombre d'essais réalisables avec le même thermocouple nettement plus important par rapport aux autres solutions. De plus, la méthode doit permettre d'obtenir un signal statistiquement identique (à la fidélité de la mesure près) à chaque passe dans les mêmes conditions de rectification contrairement aux méthodes nécessitant un perçage dans la pièce pour lesquelles la distance de mesure varie au cours des essais.

- Le thermocouple rectifiable permet d'obtenir d'autres informations sur l'arc de contact, le nombre de grains actifs ce qui n'a pas été pris en compte dans l'analyse de la valeur précédente.
- On peut supposer que la finesse est meilleure compte-tenu de ses faibles dimensions (de 30 μm pour le thermocouple feuille/pièce). Nous resterons prudents sur ce point car aucune publication ne traite de la finesse de ce type de mesure. Celui-ci sera étudié précisément par la suite.

1.6 Bibliographie du chapitre 1

- [1.1] C. LESCALIER, J ARZUR, P. MARTIN, O. BOMONT, 2002, « Interaction pièce-outil-machine en rectification. Détermination rationnelle du domaine de fonctionnement », *Mécanique et Industries*, Vol. 3, p 351-360.
- [1.2] MALKIN, S., 1989, "Grinding technology", Ellis Horwood Publisher.
- [1.3] J. C TANGUY, « Rectification, Connaissances de bases et données pratiques », CETIM.
- [1.4] M.C SHAW, 1996, "Energy Conversion in cutting and grinding", *Annals of the CIRP*, Vol. 45, p 101-104.
- [1.5] Z. B. HOU, R. KOMANDURI, 2003, "On the mechanics of the grinding process, Part I. Stochastic nature of the grinding process", *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, pp. 1-15.
- [1.6] M. C SHAW, 1996, *Principle of Abrasive Processing*, Oxford Science Publications.
- [1.7] S. MALKIN, R.B ANDERSON, 1974, "Thermal Aspect in Grinding. Part 1-Energy partition", *ASME, Journal of Engineering for Industry*.
- [1.8] M. C. SHAW, A. VYAS, 1993, "Heat Affected Zone in Grinding", *Annals of the CIRP*, Vol. 43, p 279-282.
- [1.9] X.CHEN, W.B. ROWE, D.F MCCORMACK, 2000, "Analysis of the transitional temperature for tensile residual stress in grinding", *Journal of Materials Processing Technology*, p 216-221.
- [1.10] M. MAHDI, 1998, "A numerical investigation into the mechanisms of residual stresses induced by surface grinding", Thèse de l'université de Sidney.
- [1.11] T. KATO, H. FUJII, *Temperature measurement of Workpieces in Conventional Surface Grinding*, 2000, Vol. 122 p 297-303.
- [1.12] H.S CARLSRAW ET J.C JAEGER, "Conduction of heat in solid", Clarendon Press, Oxford, England 1947.
- [1.13] J.O OUTWATER, M.C SHAW, 1952, "Surface Temperature in grinding", *Trans. ASME*, p 73-81.
- [1.14] R. S. HAHN, WORCESTER, "The relation between grinding conditions and thermal damage in the workpiece".
- [1.15] H.S QI, W.B ROWE, B.MILLS, 1997, "Experimental investigation of contact behaviour in grinding", *Tribology International*, Vol. 30, p 283-294

- [1.16] C. GUO, S. MALKIN, 1996, « Inverse Heat Transfer Analysis of Grinding, Part 2 : Applications », *Journal of Engineering for industry*, Vol. 118, pp 143-149.
- [1.17] C. GUO, S. MALKIN, 1996, « Inverse Heat Transfer Analysis of Grinding, Part 1 : Methods », *Journal of Engineering for industry*, Vol. 118, pp 137-142.
- [1.18] C. GUO, S. MALKIN, 1995, “Analysis of Transient Temperature in Grinding”, *Journal of Engineering for Industry* , Vol. 117, pp. 571-577.
- [1.19] M.C. SHAW, 1989, “A simplified approach to workpiece temperatures in fine grinding”, *Annals of the CIRP*, Vol. 39, pp 345-347.
- [1.20] C. GUO, S. MALKIN, 1992, “Heat Transfer in Grinding”, *Journal of Material Processing and Manufacturing Science* , Vol. 1, pp. 16-27.
- [1.21] Y. FURUKAWA, S. OHISHI, S. SHIOSAKI, 1979, “selection of Creep feed grinding conditions in view of workpiece burning”, *Annals of the CIRP*, Vol. 28, pp 213.
- [1.22] G.R SHAFTO, T. D. HOWE, AND C. ANDREW, 1975, “Thermal Aspect of creep feed grinding”, *Proceeding of the sixteenth International Machine Tool Design and Research conference*, pp 31.
- [1.23] R. S. HAHN, 1956, “The relation between grinding conditions and thermal damage in the workpiece”, *Trans. ASME*, Vol. 78, pp. 807-812.
- [1.24] W.B ROWE, M. N MORGAN, D.R ALLANSON, 1991, “An advance in the modelling of thermal effects in the grinding Process”, *Annals CIRP*, Vol. 40, pp 339-345
- [1.25] W.B ROWE, M. N MORGAN, S.C. BLACK , 1997, “Validation of thermal Properties in Grinding”, *Annals of the CIRP*, Vol. 47, pp 275-279.
- [1.26] W.B ROWE, J.A PETIT, A. BOYLE, J.L MORUZZI, 1988, “Avoidance of thermal Damage in grinding and prediction of the Damage threshold”, *Annals of the CIRP*, Vol. 37, pp 557-559.
- [1.27] W.B. ROWE, S. C. E. BLACK, B MILLS, 1995, “Experimental Investigation of Heat Transfer in Grinding”, *Annals of the CIRP*, Vol.44, pp 329-332.
- [1.28] S. MALKIN, 1985, “Current Trend in CBN grinding Technology”, *Annals of the CIRP*, Vol. 34.
- [1.29] A.S LAVINE, 1989, “Thermal Aspect of Grinding with CBN Wheels”, *Annals of the CIRP*, Vol. 38, pp 557-560.
- [1.30] K. MARTIN, K. YEGONOGLU, “HSG-Technologie”
- [1.31] A.S LAVINE, TIEN-CHIEN JEN, 1990, “Coupled heat Transfer to workpiece, wheel and fluid in grinding, and the occurrence of workpiece burn”, *International journal of heat mass Transfer*, pp 983-992.

- [1.32] A.S LAVINE, 2000, "An exact solution for surface temperature in down grinding", *International Journal of Heat and Mass Transfer*, pp 4447-4456.
- [1.33] A.S LAVINE , 1991, "Thermal Aspect of grinding : the effect of Heat generation of the Shear planes", *Annals of the CIRP*, Vol.40, pp 343-345.
- [1.34] T. UEDA, 1993, Measurement of grinding Temperature of active grains Using infrared Radiation Pyrometer with optical Fiber, *Annals of the CIRP Vol. 42/1/1993*.
- [1.35] T. UEDA, M. SATO, T. SUGITA, K. NAKAYAMA, 1995, « Thermal Behaviour of Cutting Grain in Grinding », *Annals of the CIRP*, Vol. 44, pp 325-328.
- [1.36] T. UEDA, M. SATO, T. SUGITA, K. NAKAYAMA, 1996, « Cooling Characteristics of Cutting Grain in Grinding », *Annals of the CIRP*, Vol. 45, p. 293-298.
- [1.37] T. UEDA, 1993, "Measurement of grinding Temperature of active grains Using infrared Radiation Pyrometer with optical Fiber", *Annals of the CIRP Vol. 42/1/1993*.
- [1.38] D. A. STEPHENSON, 1993, "Tool-Work Thermocouple Temperature Measurements-Theory and Implementation Issues", *Transaction of the ASME*, Vol. 115.
- [1.39] T. KATO, HIROSHI FUJII, "Temperature measurement of Workpieces in Conventional Surface Grinding", 2000, Vol. 122, pp 297-303.
- [1.40] T. KATO, HIROSHI FUJII, "Temperature measurement of Workpieces in Conventional Surface Grinding by PVD Film Method", 2000, Vol. 122, p 297-303
- [1.41] PROF. DR. ANDRZEJ, K. KOZIARSKI, "Layer thermocouple : a new instrument for the assesment of the grinding wheel cutting ability", 1995, *European journal of mechanical engeneering*, Vol. 40, N°2, p 67-70.
- [1.42] A. Y. C. NEE AND A. O. TAY, 1981, "on the measurement of surface grinding temperature".
- [1.43] J. E. MAYER, JR. § M. C. SHAW, 1956, "Grinding Temperatures", *Journal of the American Society of Lubrification Engineers*, pp 21-27.
- [1.44] XIPENG XU, STEPHEN MALKIN, 2001, "Comparison of method to measure grinding temperature".
- [1.45] T. UEDA, A. HOSKAWA, A. YAMAMOTO, 1985, "Studies on temperature of abrasive Grains in Grinding- Application of infrared radiation pyrometer", *Journal of Engineering for industry* pp 127-133.
- [1.46] J. HWANG, S. KOMPELLA, S. CHANDRASEKAR, T. N. FARRIS, Avril 2003, "Measurement of Temperature Field in Surface Grinding Using Infra-Red Imaging System", *Journal of Tribology*, Vol. 125,pp 377-383.

- [1.47] A. Y. C. NEE AND A. O. TAY, 1981, "on the measurement of surface grinding temperature", *Int. J. Mach. Tool Des.* Vol. 21, No 34, pp. 279-291.
- [1.48] PROF. DR. ANDRZEJ, K. KOZIARSKI, 1995, "Layer thermocouple : a new instrument for the assesment of the grinding wheel cutting ability", *European journal of mechanical engineering*, Vol. 40, N°2 p 67-70.
- [1.49] J. PEKLENIK, 1957, "Ermittung von geometrischen und physikalischen kenngrößen für die grund lagenforschung des schleifens", dissertation.
- [1.50] XIPENG XU, STEPHEN MALKIN, 2001, "Comparison of method to measure grinding temperature", *journal of Manufacturing Science and Engineering*, Vol. 123, pp 191-195.
- [1.51] T. OBIKAWA, H. TAKAHARA, T. SHIRAKASHI, 1996, « Energy Flowing Rate into Workpiece in Surface Grinding Based on 3-Dimensional Temperature Analysis, discussion on Temperature distribution in Workpiece Measured by Hole Method », *Int. J. Japan Soc. Prec. Eng.* Vol 130, No.1.
- [1.52] T. OBIKAWA, H. TAKAHARA, T. SHIRAKASHI, 1998, « Energy Flowing Rate into Workpiece in Surface Grinding Based on 3-Dimensional Temperature Analysis, effect of measuring Method on Temperature distribution and Energy Flowing Rate », *Int. J. Japan Soc. Prec. Eng.* Vol 32, No. 1.

II Conception et comportement thermique du thermocouple rectifiable

II.1 Conception du thermocouple rectifiable

II.1.1 Cahier des charges

Le principe a déjà été énoncé : le premier matériau est la pièce rectifiée A et le second une couche d'un autre matériau B de propriété thermoélectrique différente. La couche B est isolée et prise en sandwich entre les deux pièces rectifiées. La soudure chaude est réalisée par déformation plastique du matériau rectifié A sur l'électrode B (Figure 2.1) . On appellera capteur le système constitué de la pièce A, de l'électrode B, de l'isolant i et des câbles d'extension.

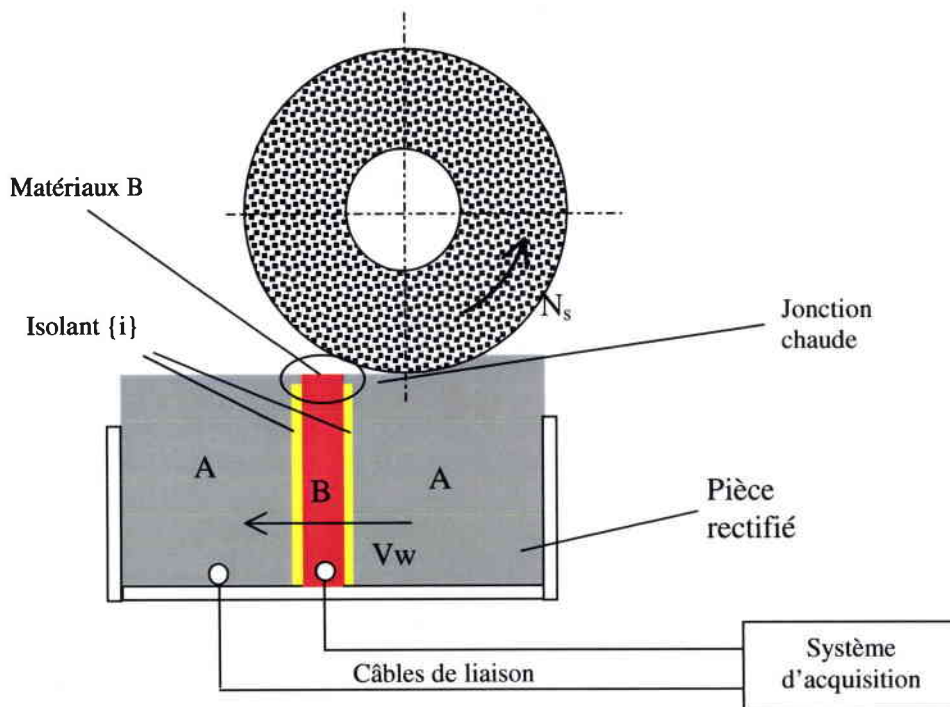


Figure 2.1 : Schéma de principe du thermocouple rectifiable feuille/pièce

Les contraintes sont :

- isoler électriquement l'électrode B de la pièce usinée A par un matériau isolant i.
- réaliser une liaison électrique entre l'ensemble feuille/pièce et le système de conditionnement grâce à un câble d'extension.
- Etre étanche au lubrifiant : cette contrainte n'est pas nécessaire, dans un premier temps, pour des essais à sec.

- Réaliser l'isolement électrique entre le thermocouple et le reste de la machine : cette contrainte peut être assurée par le capteur ou par le système de bridage.
- Résister à une température de 800°C : Durant l'étalonnage statique dans un four, la pièce atteindra une température uniforme correspondant à la tension maximale atteinte au cours des essais.
- Être utilisable en rectification cylindrique (pour la version finale).
- Durée de vie du capteur : le thermocouple doit être rectifiable sur une hauteur de 5 mm au minimum, ce qui représente un minimum de 250 passes de 20 microns.
- La précision au degré n'est pas nécessaire compte tenu des températures atteintes. Une précision à $\pm 5\%$ serait suffisante.

II.1.2 Choix du couple thermoélectrique

Le premier matériau constituant le thermocouple est l'acier rectifié faiblement allié qui devrait se rapprocher du fer compte tenu des faibles quantités de carbone et de chrome. Le fer constituant les thermocouples est pur à 99,5 %. Le niveau d'impureté est variable autour de 0,5 %. Le tableau ci-dessous (Figure 2.2) définit la sensibilité thermoélectrique de matériaux en prenant comme élément de référence la platine à 0°C.

| Matériau | S ($\mu\text{V}/^\circ\text{C}$) A 0°C |
|------------|---|
| Bismuth | -72 |
| Constantan | -35 |
| Nickel | -15 |
| Potassium | -9 |
| Sodium | -2 |
| Platine | 0 |
| Mercure | 0,6 |
| Carbone | 3 |
| Aluminium | 3,5 |
| Plomb | 4 |
| Tantale | 4,5 |
| Rhodium | 6 |
| Argent | 6,5 |
| Cuivre | 6,5 |
| Or | 6,5 |
| Tungsten | 7,5 |
| Cadmium | 7,5 |
| Fer | 18,5 |
| chromel | 25 |
| Antimoine | 47 |
| Germanium | 300 |
| Silicium | 440 |
| Tellurium | 500 |
| Selenium | 900 |

Figure 2.2 : Sensibilités thermoélectriques de matériaux

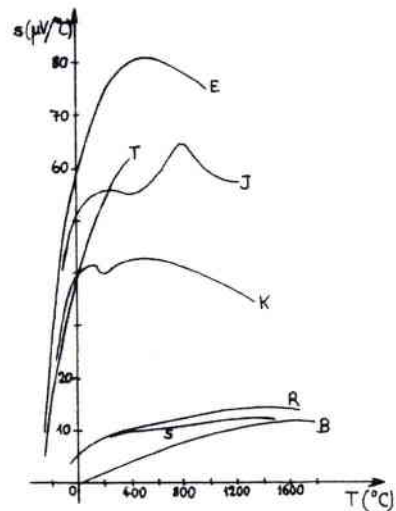


Figure 2.3 : Sensibilité des thermocouples standards en fonction de la température

Dans les publications utilisant la technique du thermocouple rectifiable, on utilise principalement trois métaux; le nickel [2.3], le chromel [2.4], le platine [2.6] et le constantan [2.1], [2.7], [2.8] dont la sensibilité thermoélectrique avec le Fer sont respectivement 32,5 (Fe/Ni) ; 6,5 (Ch/Fe) ; 18,5 (Fe/Pt) et 53,5 (Fe/Cn) $\mu\text{V}/^\circ\text{C}$. Nous allons nous rapprocher d'un couple standard type J Fe/Cn (Figure 2.3) car le constantan a le coefficient de Seebeck le plus négatif après le bismuth. Ce dernier n'est pas utilisable car sa température de fusion est de 235 $^\circ\text{C}$. La gamme de température exploitable d'un thermocouple de type J est 0-800 $^\circ\text{C}$. Le coefficient de Seebeck pour le Fer chute brutalement à partir de 800 $^\circ\text{C}$ en raison de la transformation de phase α - γ .

II.1.3 Dimensions et formes de l'électrode

L'électrode peut se présenter sous la forme d'un fil ou d'une feuille. Le fil a été principalement utilisé dans la méthode du thermocouple intrinsèque soudé au fond d'un trou borgne. Les diamètres du fil utilisés sont de 0,5 mm. Ce diamètre demeure important par rapport à la longueur de contact meule/pièce de l'ordre de 2 millimètres en rectification conventionnelle. Dans ce cas, la résolution longitudinale est de 4. La réduction du diamètre améliore la résolution et la réponse dynamique du thermocouple au détriment de la résistance mécanique de la jonction. I.P Karaim [2.3] étudie l'influence du diamètre de l'électrode sur la précision de la mesure de la température de contact en rectification. Le montage consiste en 5 électrodes en Nickel de diamètre {0,5-0,2-0,1-0,05-0,03} isolées par deux feuilles de mica de 30 μm d'épaisseur prises en sandwich entre deux pièces en acier d'épaisseur 20 mm. La pièce, fixe par rapport à la machine ($V_w = 0$), est rectifiée longitudinalement avec une profondeur de 20 μm et une vitesse longitudinale de 5 m/min. Il effectue 30 essais et définit la moyenne des températures mesurées ainsi que l'écart type. La température maximale augmente de manière exponentielle avec la diminution du diamètre de l'électrode suivant la relation $T_m = 1380e^{-1,75d}$. L'auteur considère que la température vraie de la surface est celle correspondant à un diamètre nul. Les résultats présentés montrent qu'il existe plusieurs pics de température pour l'électrode de diamètre 0,5 mm alors qu'il n'en existe qu'un pour celles de diamètre 30 et 50 μm . L'auteur attribue l'erreur de mesure au fait que la jonction de diamètre supérieur à 0,1 mm n'est pas entièrement chauffée par le grain et qu'elle est usinée partiellement au cours du temps par chacun des grains. L'article manque de précision sur les échelles de temps des oscillogrammes ainsi que sur les amplitudes. De même les fréquences d'acquisition ne sont pas communiquées. Il est étonnant de constater que l'écart type sur la température mesurée à 1300 $^\circ\text{C}$ n'est que de 5 $^\circ\text{C}$ sur les 30 essais effectués ! D'autres auteurs

comme Rowe [2.9] utilisent une feuille de Chromel de 25 μm d'épaisseur isolée par deux feuilles de mica. La forme du signal est interprétée comme la superposition d'une température de fond T_{wb} et de la température du grain T_{wf} . Peklenic [2.6] et Verkerk [2.5], dont l'objectif était de compter le nombre de grains actifs à l'interface meule/pièce, utilise un fil de platine de 0,5 mm de diamètre.

Certains thermocouples pour la mesure de la température de surface sont réalisés à partir de feuilles prédécoupées et soudées. L'épaisseur minimale d'une feuille de constantan est de 20 microns. Aucune publication ne justifie le choix de cette épaisseur (celle-ci varie entre 20 et 50 microns). Nous avons choisi une épaisseur de 20 microns dans le but de minimiser le temps de réponse du thermocouple et d'obtenir une bonne résolution longitudinale. Par contre, la largeur de l'électrode peut être plus importante puisque la température de fond peut être considérée comme constante suivant l'axe de la meule lorsque la largeur de la meule est supérieure à celle de l'échantillon usiné. Si l'on souhaite minimiser les pics de température liés à l'action des grains, il est nécessaire de choisir une bande de constantan avec une largeur de l'ordre du millimètre afin de moyenniser la température.

II.1.4 Isolement électrique de l'électrode

Les matériaux isolants habituellement utilisés dans les thermocouples sont l'alumine, la magnésie, l'oxyde de béryllium, le silicium et le verre. Peklenik isole le fil de platine avec de l'oxyde de Béryllium dont la conductivité thermique est voisine de celle des aciers. Cependant, ce matériau est hautement toxique. L'épaisseur de l'isolant doit être de l'ordre de grandeur de l'épaisseur de la feuille de constantan afin de créer la jonction par déformation plastique. La solution la plus rencontrée est le mica (muscovite) qui est un cristal lamellaire très utilisé dans l'industrie comme isolant électrique et thermique.

- Il est chimiquement inerte. Il est stable jusqu'à 1000 °C.
- C'est un très bon isolant électrique
- Il est conditionné sous forme de plaques ou de feuilles très fines de quelques microns d'épaisseur.
- Son coût est faible.

Compte-tenu de la forte résistivité diélectrique et de la faible tension aux bornes du thermocouple, de l'ordre de 100 mV, il n'y a aucun risque d'atteindre la tension de claquage, l'épaisseur choisie d'une feuille de mica est de l'ordre de la dizaine de microns.

Le dépôt par vaporisation sous vide est une autre solution. On peut effectuer un dépôt multicouche sur l'une des deux pièces rectifiées (Figure 2.4). La forme et la tolérance de 0,1

mm sur le dépôt de Constantan imposent la gravure par procédé photolithographique, avec la réalisation d'un masque photographique. Cette technique a été étudiée (Figure 2.4) mais le coût du dépôt s'est avéré excessif (2500 € TTC par capteur). Une solution intermédiaire sera proposée par la suite.

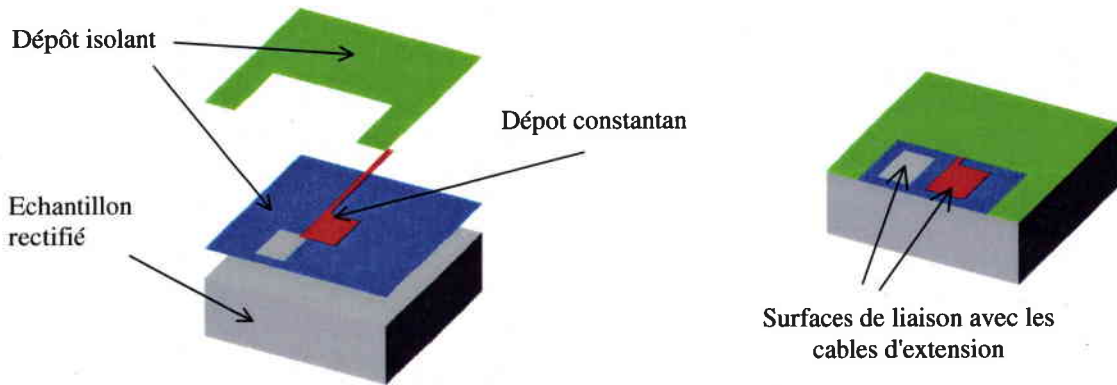


Figure 2.4 : Procédé de fabrication du capteur par dépôt PVD multicouche

II.1.5 Réalisation du corps du capteur

Les deux aciers rectifiés sont :

- C45 : Acier non allié à 0,4 % de Carbone
- 100Cr6 : Acier faiblement allié à 1,5 % de Chrome et 1% de carbone, traité à 60 HRC.

Cet acier est utilisé couramment en mécanique pour les bagues de roulement.

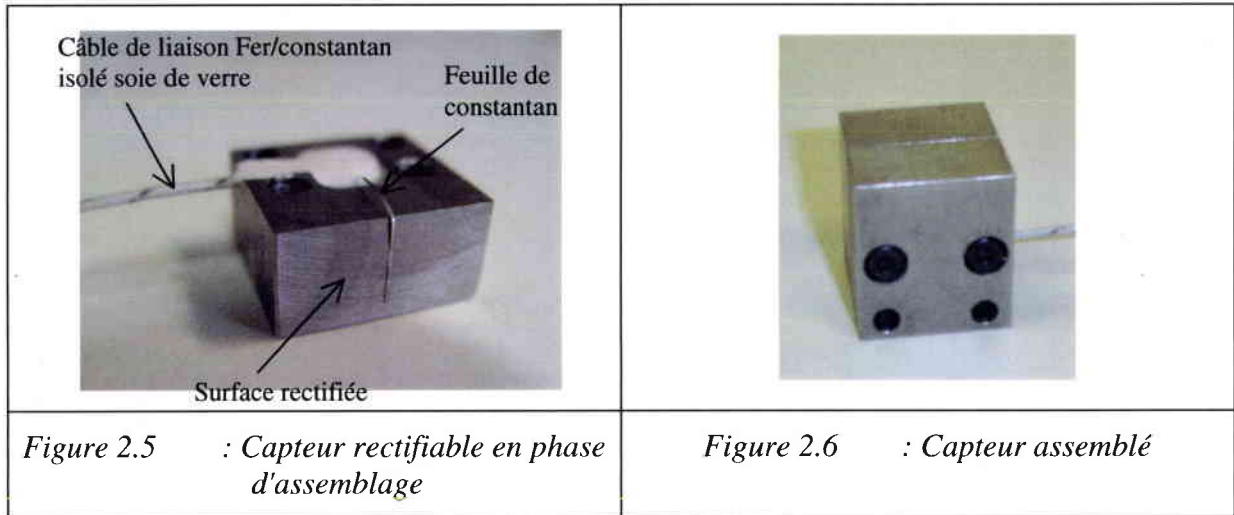
La hauteur du capteur H_c , sa longueur L_c et la largeur b_c sont définies en fonction des contraintes suivantes :

- la hauteur minimale usinable est de 5 mm
- Il faut réaliser un évidement afin d'effectuer la liaison électrique entre la feuille, le corps du capteur et le câble d'extension. Cet évidement doit être suffisamment loin de la surface rectifiée pour ne pas modifier la répartition du champ de température à la surface de la pièce.
- La largeur rectifiée doit être inférieure à la largeur de la meule et suffisamment importante pour négliger les effets de bord liés aux échanges de chaleur par convection forcées avec les surfaces latérales.
- La longueur du capteur doit être suffisante pour que le régime quasi-stationnaire en effort et en température soit atteint avant le contact capteur/électrode. Cette condition limitera les profondeurs de passe utilisable ou nécessitera d'augmenter la longueur

rectifiée en accolant deux pièces parallélépipédiques sur les faces avant et arrière du capteur.

- Afin limiter la résistance de contact entre les feuilles de mica et le corps du capteur, les surfaces ont été rectifiées avec un Ra de 0,8 μm .

Plusieurs versions ont été développées. Nous présenterons ici la version finale représentée sur la Figure 2.5 et sur la Figure 2.6.



Les figures ci-dessous présentent la surface du capteur et de la jonction après rectification (Figure 2.8) et suite à un polissage (Figure 2.7) permettant de supprimer les "bavures" réalisant le contact entre l'acier usiné et l'électrode en constantan. Les conditions opératoires ainsi que les conditions de rectification sont répertoriées dans le tableau suivant :

| Meule | Sens | D_s | f_d | a_d | N_s | a_n | V_w |
|----------|------------|--------|-------|---------------|--------|---------------|-------|
| | | mm | mm | μm | tr/min | μm | mm/s |
| 3SG46HVS | Opposition | 212 mm | 0,15 | 10 | 2400 | 10 | 80 |

Tableau 1 : conditions de rectification pour le capteur

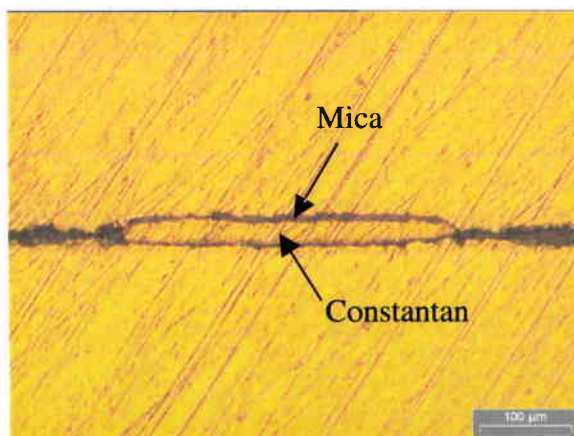


Figure 2.7 : Photo du thermocouple C45 après polissage, circuit ouvert

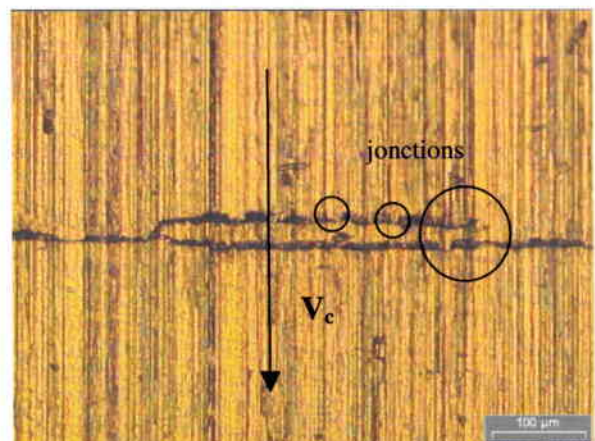


Figure 2.8 : Photo après rectification du capteur, présence de jonctions

II.2 Etude métrologique du thermocouple rectifiable

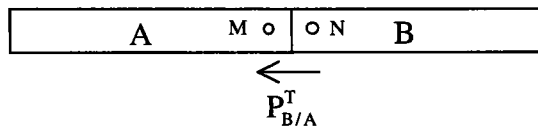
II.2.1 Effets thermoélectriques

Introduction sur les effets thermoélectriques :

Comme son nom l'indique l'effet thermoélectrique résulte d'un couplage entre les phénomènes thermique et électrique dans un conducteur. Si le passage du courant électrique produit un dégagement de chaleur (effet Joule), le transport et la diffusion des porteurs de charge entraînent d'autres effets. C'est en 1822 que Thomas Seebeck découvre le phénomène correspondant à l'apparition d'un courant électrique se produisant dans un circuit fermé, formé de conducteurs différents et dont les jonctions sont à des températures différentes. Il note aussi l'apparition d'une différence de potentiel dans un conducteur homogène soumis à un gradient de température. Cet effet sera redécouvert par Thomson 50 ans plus tard. Peltier détecte, en 1834, des anomalies de température aux jonctions de conducteurs de nature différente. Les explications physiques convenables des trois effets seront proposées par Thomson en 1852.

Effet Peltier :

A la jonction de deux conducteurs A et B différents mais à même température T, s'établit une différence de potentiel qui ne dépend que de la nature des conducteurs et de leur température.

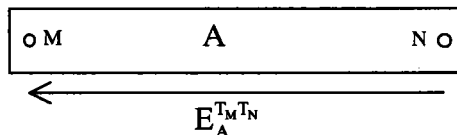


$$U_{NM} = V_M - V_N = P_{A/B}^T \quad (2.1)$$

$P_{A/B}^T$ est la fém de Peltier.

Effet Thomson :

Entre deux points M et N à température différente d'un conducteur homogène A s'établit une fém ne dépendant que de la nature des conducteurs et des températures T_M et T_N :

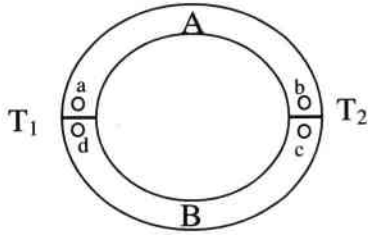


$$U_{NM} = E_A^{T_M T_N} = \int_{T_N}^{T_M} h_A dT \quad (2.2)$$

$E_A^{T_M T_N}$ est la fém de Thomson et h_A le coefficient de Thomson du conducteur A qui est fonction de la température.

Effet Seebeck :

Considérons un circuit fermé constitué de deux conducteurs A et B dont les extrémités sont à des températures T_1 et T_2 . Ce couple est le siège de la fém de Seebeck $E_{A/B}^{T_2 T_1}$ résultant des effets Peltier et Thomson présents dans le circuit.



$$U_{ab} = \int_{T_1}^{T_2} h_A dT$$

$$U_{cd} = \int_{T_2}^{T_1} h_B dT$$

$$U_{bc} = P_{A/B}^{T_2}$$

$$U_{ad} = P_{B/A}^{T_1}$$

La fém totale est la fém de Seebeck qui a pour expression :

$$E_{A/B}^{T_2 T_1} = \int_{T_1}^{T_2} (h_A - h_B) dT + P_{A/B}^{T_2} - P_{A/B}^{T_1} \quad (2.3)$$

II.2.2 Fém mesurée pendant la rectification du capteur

Nous allons dans un premier temps définir la fém de Seebeck mesurée. Le schéma ci dessous présente les différents éléments situés entre la jonction chaude et le conditionneur de signal. La pièce usinée A est en C45 ou en 100Cr6, B est la feuille de constantan, C et D sont les câbles de liaison (Figure 2.9). La température T_{a0} est mesurée grâce à une résistance thermométrique (ou thermistance) placée dans le circuit de compensation de soudure froide. Les variations de cette température seront négligées durant les quelques secondes de mesure (5 s maxi).

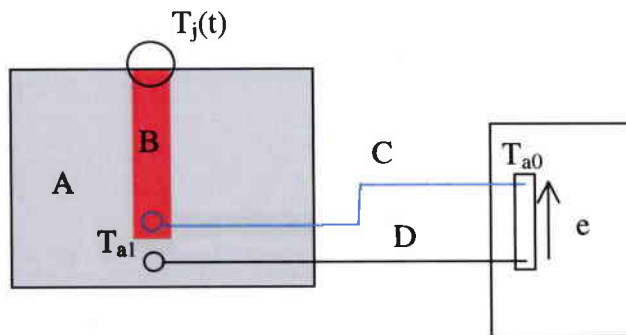


Figure 2.9 : F.é.m mesurée aux bornes du thermocouple rectifiable

La fém aux bornes du circuit est :

$$e = \int_{T_{a0}}^{T_{a1}} h_C dT + P_{C/B}^{T_{a1}} + \int_{T_{a1}}^{T_j} h_B dT + P_{B/A}^{T_c} + \int_{T_j}^{T_{a1}} h_A dT + P_{A/D}^{T_{a1}} + \int_{T_{a1}}^{T_{a0}} h_D dT + P_{D/C}^{T_{a2}} \quad (2.4)$$

$$e = \int_{T_{a1}}^{T_j} (h_B - h_A) dT + P_{B/A}^{T_j} - P_{B/A}^{T_{a1}} + \int_{T_{a0}}^{T_{a1}} (h_C - h_D) dT + P_{C/D}^{T_{a1}} - P_{C/D}^{T_{a0}} \quad (2.5)$$

$$e = E_{B/A}^{T_j T_{a1}} + E_{C/D}^{T_{a1} T_{a0}} \quad (2.6)$$

Cette tension est fonction de la nature des conducteurs du couple A/B mais aussi du couple C/D et des températures T_{a1} et T_j . Notons que la conduction en sous couche peut engendrer une augmentation de T_{a1} .

Considérons deux types de liaisons :

- C et D sont des câbles de compensation pour thermocouple de type J. Le câble C est en constantan. La condition nécessaire pour que la f.é.m soit indépendante de T_{a1} est d'utiliser un câble dans un matériau de pouvoir thermoélectrique proche de celui usiné. Le fer est le plus adapté compte tenu de la composition des matériaux usinés. Dans ce cas :

$$e = E_{B/A}^{T_j T_{a1}} + E_{B/D}^{T_{a1} T_{a0}} = E_{B/A}^{T_j T_{a1}} + E_{B/A}^{T_{a1} T_{a0}} + E_{A/D}^{T_{a1} T_{a0}} = E_{B/A}^{T_j T_{a0}} + E_{A/D}^{T_{a1} T_{a0}} \quad (2.7)$$

- Les câbles C et D sont en cuivre : la fém correspond à la fém de Seebeck du couple A/B entre les températures T_{a1} et T_j . Cette solution est acceptable si la température T_{a1} ne varie pas pendant la mesure et reste identique à la température ambiante T_{a0} . Maintenir la température T_{a1} à 0°C par un mélange eau-glace s'avère très difficilement réalisable. Placer un thermocouple témoin à proximité de la jonction froide du capteur est réalisable, mais rend plus complexe la solution. Il a été choisi d'éloigner la soudure froide d'une distance suffisante de la surface rectifiée pour que celle-ci ne varie pas pendant la mesure.

$$e = E_{B/A}^{T_j T_{a1}} = E_{B/A}^{T_j T_{a0}} + E_{A/B}^{T_{a1} T_{a0}} \quad (2.8)$$

En considérant que la courbe d'étalonnage fournisse $T_j = f(E_{B/A}^{T_j T_a})$, pour le même écart de température $T_{a1} - T_{a0}$, l'erreur de mesure sera plus faible en utilisant des câbles de type J. Cette erreur sera d'autant plus importante que le temps de mesure sera élevé. Nous pouvons l'estimer en nous plaçant dans le cas défavorable où le temps de contact meule/capteur est long dans le cas d'une profondeur de passe importante et une vitesse V_w faible.

L_c est choisie de manière à obtenir un régime quasi stationnaire en amont du capteur. H_c correspond à la hauteur totale et à la position de la jonction froide du capteur à la température T_{a1} (Figure 2.10). Pour une longueur L_c de 30 mm et une vitesse V_w de 30 mm/s, le temps de contact entre la meule et le capteur rectifié est de 1 s.

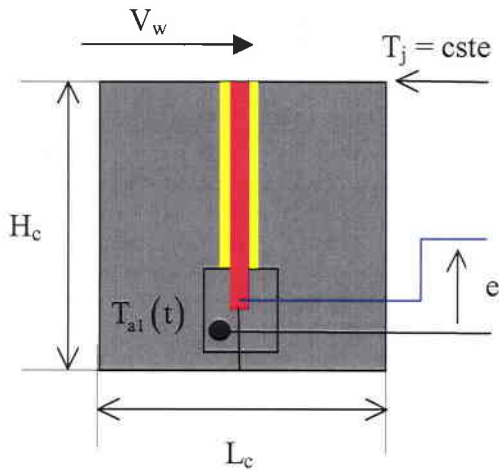


Figure 2.10 : Schéma et dimensions du capteur

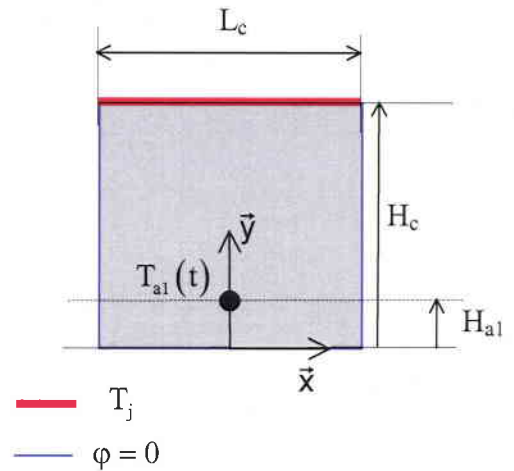


Figure 2.11 : Conditions aux limites sur les surfaces extérieures

Si on effectue la mesure pendant cette durée et si on considère une hauteur H_c de 25 mm, le nombre de Fourier est :

$$F_0 = \frac{\alpha_w t_{cs}}{H_c^2} = 0.02 \quad (2.9)$$

Cette valeur étant petite devant 1, la profondeur de pénétration pendant cette durée n'est pas suffisante pour modifier sensiblement la température T_{a1} .

On peut estimer l'erreur sur la mesure de la température T_j liée à l'augmentation de la température de référence T_{a1} .

Si on considère que la sensibilité thermoélectrique est constante sur cet intervalle de température, on peut écrire :

$$E_{B/A}^{T_j T_{a1}} = S_{B/A} (T_j - T_{a1}) \quad (2.10)$$

Négliger la variation de T_{a1} revient donc à considérer $E_{B/A}^{T_j T_{a0}} = S_{B/A} (T_j^* - T_{a0})$ au lieu de $E_{B/A}^{T_j T_{a1}}$ où T_{a0} correspond à la valeur initiale de T_{a1} :

$$T_j - T_{a1} = T_j^* - T_{a0} \quad (2.11)$$

L'erreur relative ΔT_j sur T_j liée à une variation de la température de référence T_{a1} est :

$$\frac{\Delta T_j}{T_j - T_{a0}} = \frac{T_j^* - T_j}{T_j - T_{a0}} = -\frac{T_{a1} - T_{a0}}{T_j - T_{a0}} < 0 \quad (2.12)$$

Cette erreur relative sera d'autant plus élevée que la température à l'interface meule/pièce sera faible et le temps de mesure plus long. Afin d'estimer cette erreur, nous allons considérer que

la totalité de la surface rectifiée est soumise à une température uniforme imposée T_j . Les autres surfaces sont adiabatiques et la pièce a, initialement, une température uniforme T_{a0} (Figure 2.11). Il s'agit de résoudre l'équation de la chaleur en régime variable. On ne prendra pas en compte le mica et le constantan dans la modélisation. L'absence d'échange de chaleur sur les surfaces latérale rend le problème unidimensionnel suivant y .

Le système d'équation est :

$$\begin{cases} \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} - \frac{1}{\alpha_w} \frac{\partial T}{\partial t} = 0 \\ T(y, 0) = T_{a0} \\ T(H_c, t) = T_j \\ \frac{\partial T}{\partial y}(0, t) = 0 \end{cases} \quad (2.13)$$

La solution sous forme de série est [2.10] :

$$\frac{T(y, t) - T_{a0}}{T_j - T_{a0}} = \sum_{n=0}^{\infty} (-1)^n \left\{ \operatorname{erfc} \left[\frac{(2n+1)H_c - y}{2(\alpha_w t)^{1/2}} \right] + \operatorname{erfc} \left[\frac{(2n+1)H_c + y}{2(\alpha_w t)^{1/2}} \right] \right\} \quad (2.14)$$

Soit H_{a1} la position de la soudure froide par rapport à la surface :

$$T_{a1} = T(H_{a1}, t) \quad (2.15)$$

L'erreur relative sur la température est donc :

$$\frac{T_{a1} - T_{a0}}{T_j - T_{a0}} = \sum_{n=0}^{\infty} (-1)^n \left\{ \operatorname{erfc} \left[\frac{(2n+1)H_c - H_{a1}}{2(\alpha_w t)^{1/2}} \right] + \operatorname{erfc} \left[\frac{(2n+1)H_c + H_{a1}}{2(\alpha_w t)^{1/2}} \right] \right\} \quad (2.16)$$

La courbe de la Figure 2.12 montre que l'augmentation de la température T_{a1} de la soudure froide cause une erreur significative supérieure à 1 % sur la mesure de la température à la surface à partir d'une durée de mesure supérieure à deux secondes. Pour les essais effectués en rectification conventionnelle, la vitesse V_w reste supérieure à 20 mm/s, ce qui correspond à un temps de mesure inférieur à 1,5 s. Dans ces conditions, l'erreur liée à une variation de la température T_{a1} reste négligeable. Si l'on souhaite effectuer des mesures sur des durées de l'ordre de plusieurs secondes, comme c'est le cas en rectification passe profonde ou encore en rectification par balayage ou même en rectification cylindrique (passes d'ébauche, de finition), cette erreur peut devenir significative.

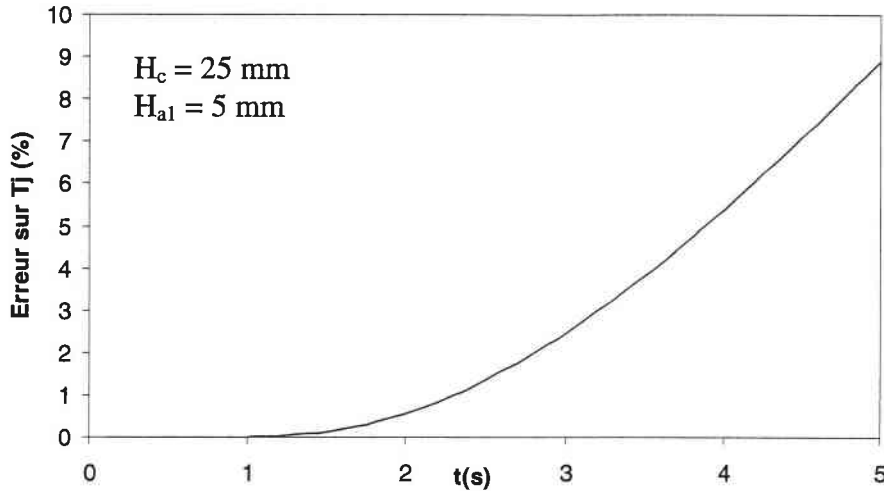


Figure 2.12 : Evolution de l'erreur sur la température T_j de la surface en fonction de la durée de la mesure

En utilisant un câble Fer/constantan, la fém mesurée est :

$$e = E_{B/A}^{T_j T_{a0}} + E_{A/D}^{T_{a1} T_{a0}} \quad (2.17)$$

En supposant une sensibilité thermoélectrique constante pour les deux couples de matériaux :

$$E_{B/A}^{T_j T_{a0}} = S_{B/A} (T_j - T_{a0}) \text{ et } E_{A/D}^{T_{a1} T_{a0}} = S_{A/D} (T_{a1} - T_{a0}) \quad (2.18)$$

l'erreur introduite par le couple intermédiaire A/D est donnée par :

$$S_{B/A} (T_j^* - T_{a0}) = S_{B/A} (T_j - T_{a0}) + S_{A/D} (T_{a1} - T_{a0}) \quad (2.19)$$

$$S_{B/A} (T_j^* - T_j) = S_{A/D} (T_{a1} - T_{a0}) \quad (2.20)$$

L'erreur liée à la soudure froide et au couple intermédiaire A/D coté capteur est :

$$\frac{\Delta T_j}{T_j - T_{a0}} = \frac{T_j^* - T_j}{T_j - T_{a0}} = \frac{S_{A/D}}{S_{A/B}} \frac{T_{a1} - T_{a0}}{T_j - T_{a0}} \quad (2.21)$$

Le pouvoir thermoélectrique des couples matériaux usiné/Fer ont été évalués grâce au montage représenté sur la Figure 2.13. La température T_{a0} est la température ambiante, T_{a1} est la température de la jonction chaude obtenue à l'aide d'une pointe de fer à souder. Un thermocouple type J soudé au capteur permet de connaître la température ambiante T_{a0} et la température T_{a1} imposée par la pane du fer à souder. La fém est mesurée avec le même matériel d'acquisition National Instrument présenté en détail plus loin.

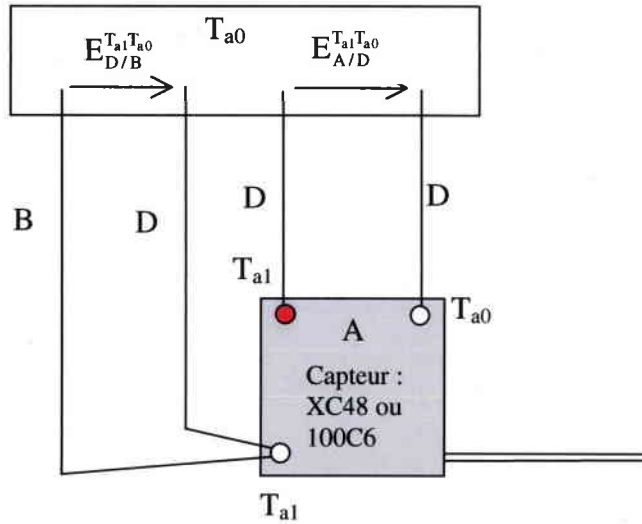


Figure 2.13 : Montage pour la détermination du pouvoir thermoélectrique du couple C45/Fer et 100Cr6/Fer

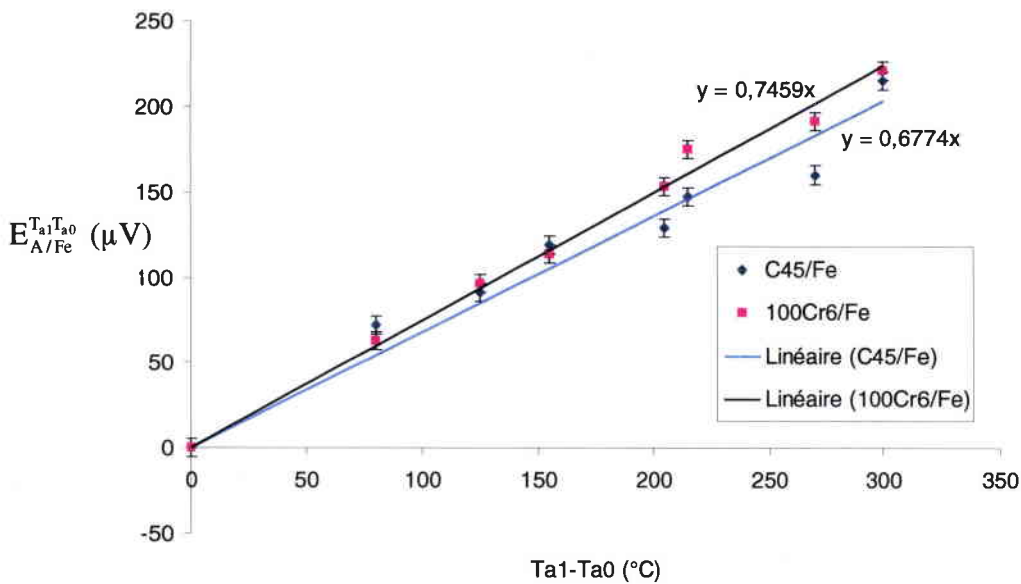


Figure 2.14 : Evolution des fém des couple Fer/100C6 et Fer/C45 en fonction de la température

Le graphique de la Figure 2.14 montre que la sensibilité thermoélectrique des couples constitués des aciers C45 et 100Cr6 par rapport au fer sont respectivement de $0,68 \mu\text{V}/^\circ\text{C}$ et $0,74 \mu\text{V}/^\circ\text{C}$ entre 20°C et 300°C . On peut en conclure que ces matériaux ont un pouvoir thermoélectrique très proche de celui du Fer. D'après la loi des couples intermédiaires :

$$E_{A/B}^{T_{a1}} = E_{A/D}^{T_{a1}} + E_{D/B}^{T_{a1}} \quad (2.22)$$

Connaissant les fém du couple A/D et du couple D/B, on en déduit la fém du couple A/B. Les rapports des sensibilités thermoélectriques (supposées constantes) des Couples A/D et A/B est alors :

$$\frac{S_{A/D}}{S_{A/B}} = \frac{S_{A/D}}{S_{A/D} + S_{D/B}} = \frac{0,7}{0,7 + 53,7} = 0,013 \quad (2.23)$$

L'erreur relative sur T_j liée à l'augmentation de la température T_{a1} de la soudure froide intermédiaire est donc 75 fois plus faible par rapport à la solution précédente utilisant des câbles de liaison en cuivre. On notera que l'erreur n'est seulement que de 1,3 % si on confond le couple Fe/Cn avec les couples 100Cr6/Cn ou C45/Cn.

11.2.3 Etalonnage statique

Nous avons montré précédemment que l'écart entre les pouvoirs thermoélectriques des deux matériaux usinés était très voisin de celui du Fer utilisé pour la réalisation des couples Fer/Constantan. Cependant, le montage n'utilisait pas la jonction chaude du thermocouple réalisé lors de la rectification du capteur. De plus, certaines inhomogénéités présentes dans le matériau rectifié et dans les câbles de liaison peuvent être à l'origine de f.é.m parasites pouvant introduire des écarts par rapport au couple standard. La première idée a été d'effectuer l'étalonnage statique du couple A/B utilisé avec le capteur en le plaçant dans un four. Un thermocouple témoin non gainé de type J est soudé par décharge de condensateur à proximité de la jonction du capteur (Figure 2.15). L'étalonnage est effectué par palier de 50 °C avec une stabilisation sur 30 minutes.

Contrairement à la phase de rectification pendant laquelle le capteur est soumis à une élévation de température principalement en surface, la jonction froide à la température T_{a1} est ici identique à la température T_j de la jonction chaude du thermocouple. A l'équilibre thermique, le capteur a une température homogène, et le circuit est le siège de la fém $E_{D/B}^{T_1, T_{a0}}$ théoriquement indépendante du matériau usiné A d'après la loi des métaux intermédiaires. Cette propriété a été vérifiée : la fém délivrée par le thermocouple de référence (type J) est égale à celle aux bornes du thermocouple rectifiable (Figure 2.16).

On remarque que la régression linéaire convient le mieux sur l'intervalle 0-400°C et la sensibilité thermoélectrique du couple D/B est $S_{D/B} = 54,3 \mu V/^\circ C$.

Grâce à la loi des métaux intermédiaires, on en déduit la sensibilité du couple A/B :

$$S_{A/B} = S_{A/D} + S_{D/B} \quad (2.24)$$

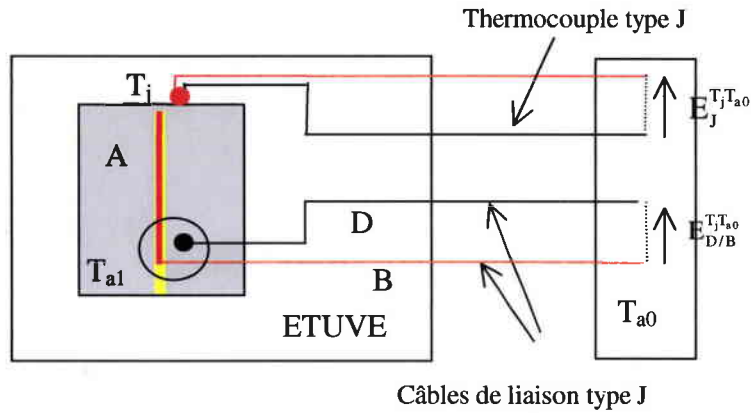


Figure 2.15 : Schéma de l'étalonnage statique du capteur

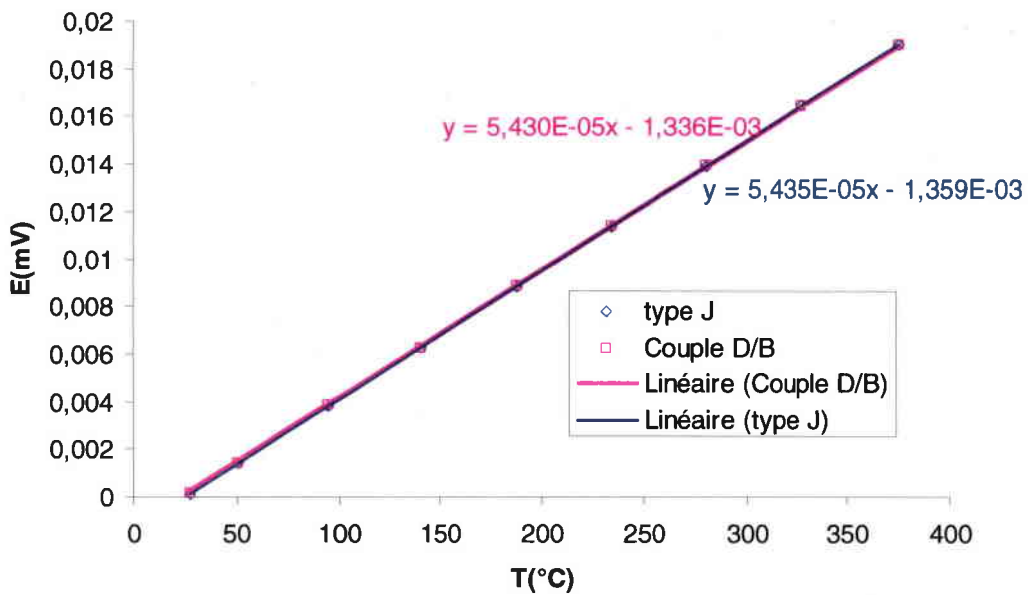


Figure 2.16 : Comparaison des fém délivrées par un thermocouple de référence de type J et par le capteur rectifiable à l'équilibre thermique

Pour le couple 100Cr6/Cn : $S_{100Cr6/Cn} = 54,3 + 0,74 = 55,04 \mu V/^{\circ}C$

Pour le couple C45/Cn : $S_{C45/Cn} = 54,3 + 0,68 = 54,98 \mu V/^{\circ}C$

La méthode d'étalonnage que nous avons appliquée a été jugée la plus simple et la plus directe. Une autre solution est envisageable : on peut insérer un thermocouple de type connu entre les deux pièces réctifiées dans le même plan que la bande de constantan. La sonde serait placée au plus proche de la surface. Le passage de la source de chaleur permettrait de comparer les deux signaux. Un étalonnage en phase de rectification est possible. La difficulté est de connaître la distance de la sonde de référence qui doit-être connue avec suffisamment de précision.

II.3 Etalonnage dynamique du thermocouple rectifiable

II.3.1 Définition du capteur

Le capteur étalonné dynamiquement en C45 est constitué d'une feuille de constantan de 20 μm d'épaisseur et de 0,38 mm de largeur. Les photos réalisées aux microscopes optique et interférométrique (Figure 2.17) permettent de distinguer les sillons laissés par les grains ainsi que les jonctions le long de la feuille.

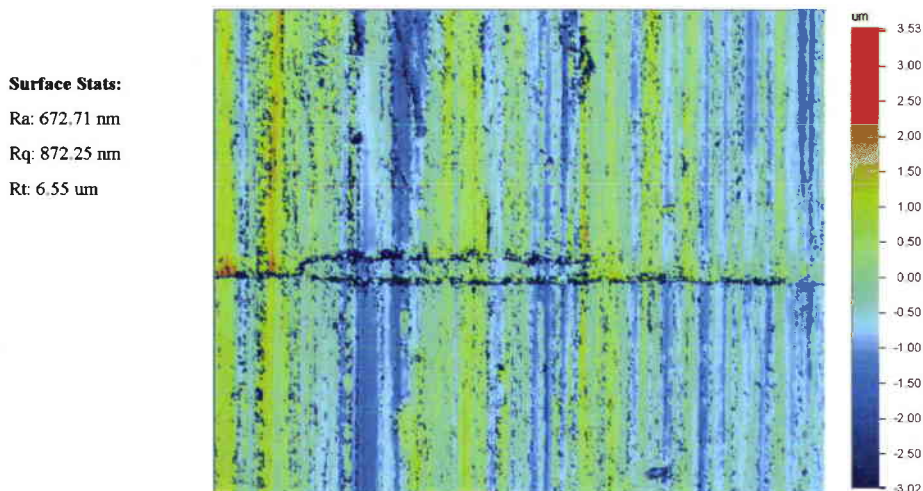


Figure 2.17 : Topographie de la surface du capteur obtenu par microscopie interférométrique

L'objectif du capteur étant de mesurer la température à l'interface meule/pièce, il doit posséder une inertie thermique suffisamment faible pour pouvoir suivre l'augmentation rapide de la température qui est de l'ordre de 60000 $^{\circ}\text{C/s}$.

II.3.2 Procédure d'étalonnage et description du montage

L'objectif est d'effectuer un étalonnage dynamique du capteur à l'aide d'un faisceau laser continu de type Argon (longueur d'onde 514 nm) venant exciter la surface du capteur, soit à partir d'un échelon soit de façon périodique. L'application de l'échelon est effectuée grâce à un obturateur mécanique et la modulation en fréquence est réalisée à l'aide d'un Chopper (disque à secteurs pouvant générer une fréquence de modulation comprise entre 0 et 4000 Hz). Le faisceau est focalisé à l'aide d'une lentille sphérique permettant d'atteindre un diamètre de 0,5 mm recouvrant toute la largeur de la feuille de constantan (Figure 2.18).

Le flux absorbé par la pièce est faible par rapport au flux incident du faisceau laser. La connaissance du flux absorbé n'est pas utile pour définir la constante de temps. Le centrage

du faisceau sur la jonction du capteur est réalisé en déplaçant le thermocouple par rapport au faisceau à l'aide de deux vis micrométriques. La position optimale est obtenue lorsque la tension aux bornes du thermocouple est maximale.

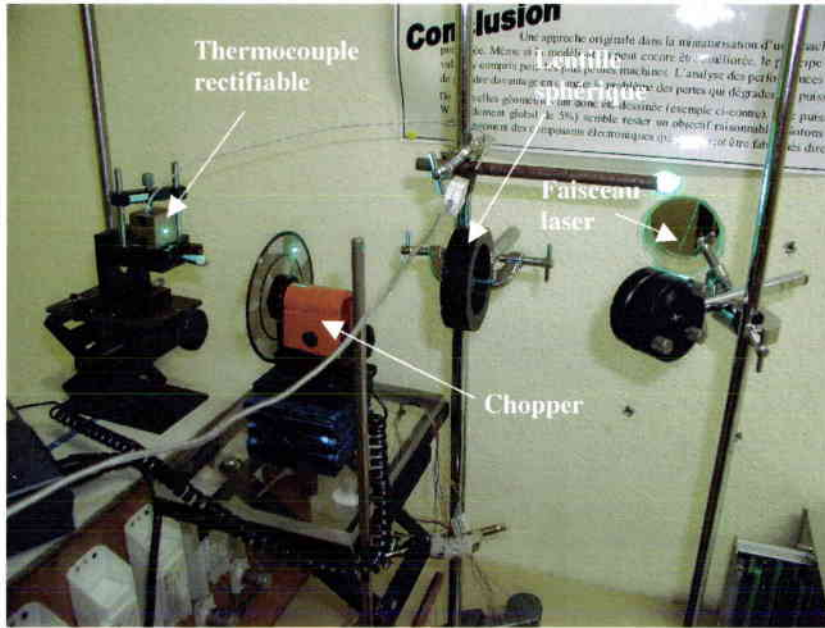


Figure 2.18 : Banc d'étalonnage dynamique du capteur

II.3.3 Réponse du capteur à un échelon

Les courbes ci dessous représentent les réponses adimensionnelles lors du chauffage et du refroidissement.

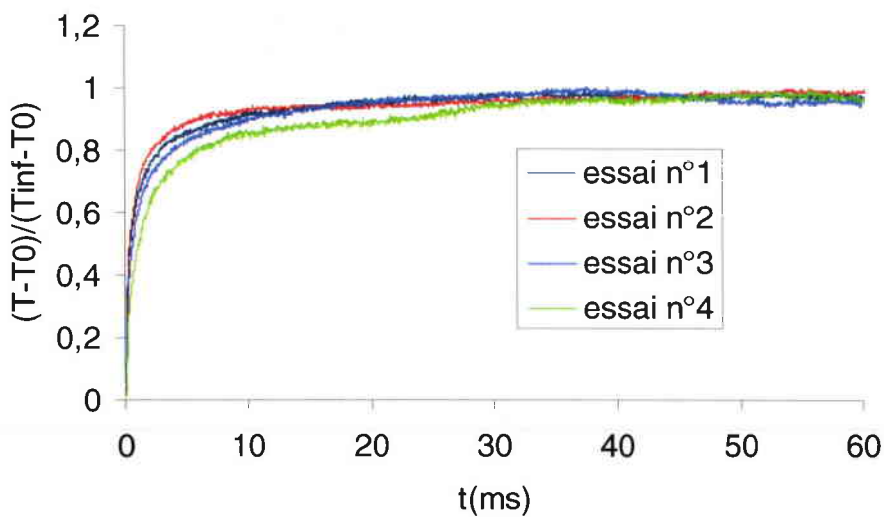


Figure 2.19 : Températures adimensionnelles lors du Chauffage

On note T_0 la température initiale de la jonction et T_{inf} la température atteinte en régime permanent lorsque la jonction est soumise à l'échelon de flux.

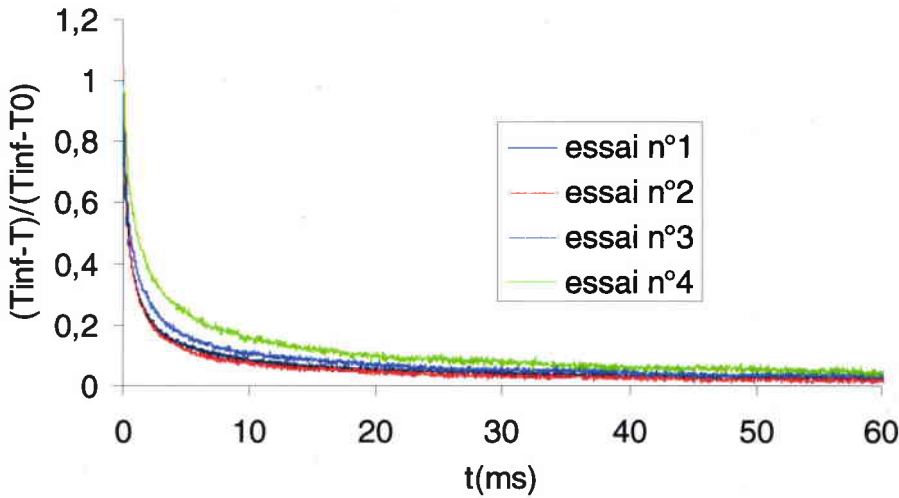


Figure 2.20 : Températures adimensionnelles lors du chauffage

Les temps de réponse (à 63 %) ainsi que les variations de températures sont répertoriés dans le Tableau 2 suivant :

| | Chauffage τ_c (ms) | Refroidissement τ_r (ms) | ΔT (°C) |
|-----------|----------------------------|----------------------------------|-----------------|
| Essai n°1 | 0,92 | 0,8 | 8,4 |
| Essai n°2 | 0,76 | 0,8 | 7,3 |
| Essai n°3 | 1,24 | 1,16 | 6,8 |
| Essai n°4 | 2,04 | 2,2 | 4,7 |

Tableau 2 : Constantes de temps du thermocouple pour le chauffage et le refroidissement

On remarque que les constantes de temps sont pratiquement identiques durant les phases de chauffage et de refroidissement pour chacun des essais. La constante de temps est de l'ordre de 1 ms pour les 3 premiers essais. Malgré les précautions lors de la manipulation, on remarque que l'écart de température diminue alors que le flux émis est identique pour les 4 essais. On peut noter aussi que la constante de temps augmente lorsque l'écart de température diminue. Ce phénomène peut être justifié par un léger déplacement de la pièce par rapport au faisceau : l'éloignement de l'axe du faisceau de la jonction diminue la température atteinte et augmente la constante de temps.

II.3.4 Réponse du thermocouple à un flux modulé en fréquence

Les deux graphiques ci-dessous représentent l'évolution de la température du thermocouple lorsque la surface de la jonction est soumise à un flux périodique en créneaux de fréquence respective 60 hz et 800 Hz.

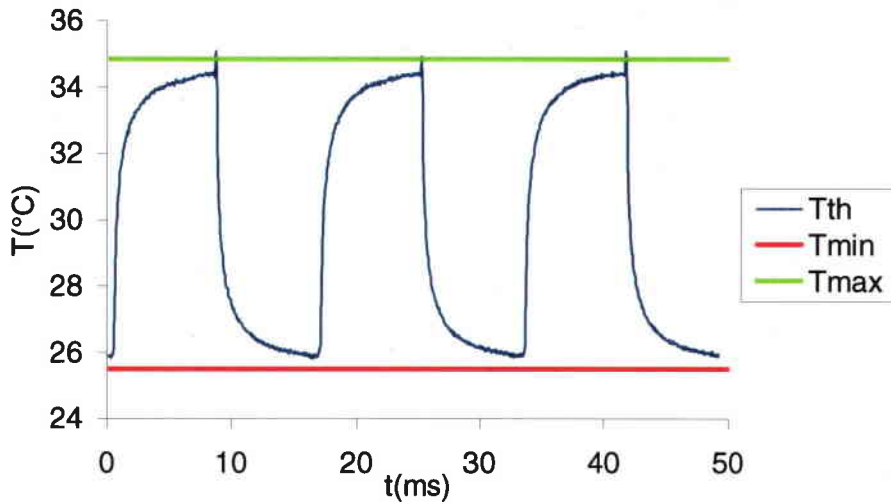


Figure 2.21 : Température du thermocouple en fonction du temps pour un flux périodique de fréquence de 60 Hz

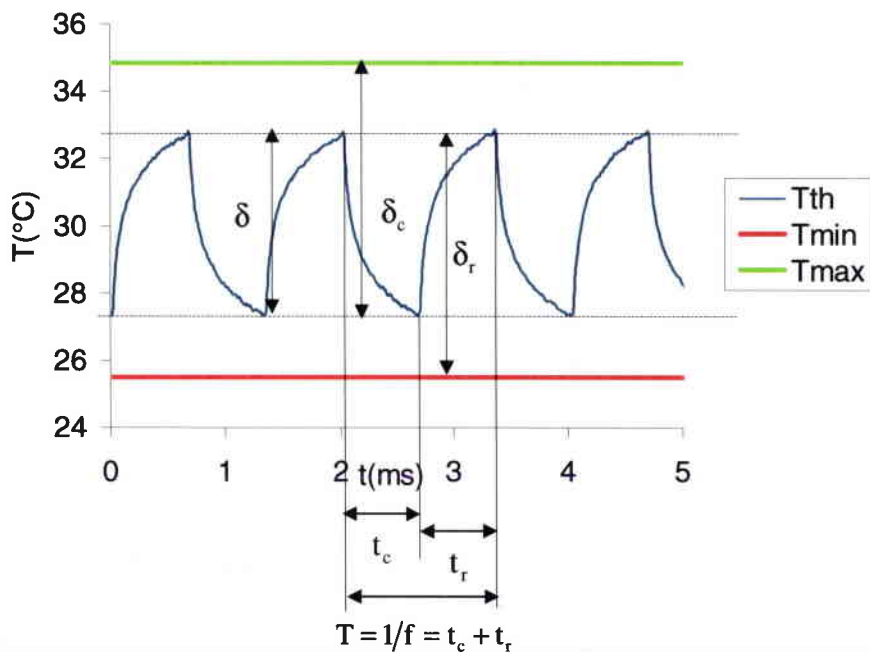


Figure 2.22 : Température du thermocouple en fonction du temps pour un flux périodique de fréquence de 60 Hz

On peut définir la fonction de réponse en fréquence H du thermocouple pour le chauffage et pour le refroidissement [2.11] :

$$H_c = 20 \log\left(\frac{\delta}{\delta_c}\right) \text{ et } H_r = 20 \log\left(\frac{\delta}{\delta_r}\right)$$

Les écarts de température δ , δ_r et δ_c sont définis sur la Figure 2.22. Pour chaque fréquence de rotation du chopper, nous relevons les écarts de température δ , δ_r et δ_c et déterminons les valeurs de H_c et H_r . L'évolution de H_c et de H_r en fonction de la fréquence est représentée sur la Figure 2.23.

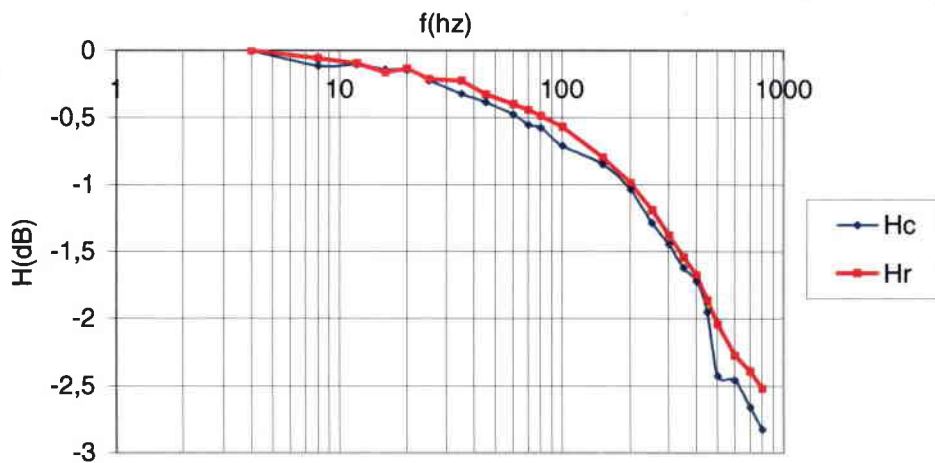


Figure 2.23 Réponse en fréquence du thermocouple pour les phases de chauffage et de refroidissement

Les courbes de réponse en fréquence fournissent sensiblement une fréquence de coupure thermique identique à -3 dB de 1 kHz . Il faut analyser, à présent, l'origine de cette bande passante.

Afin de définir le comportement fréquentiel du capteur, nous allons comparer la température théorique de la surface calculée à partir du flux absorbé par la pièce avec la réponse du capteur soumis à ce même flux.

II.3.4.1 Réponse théorique de la pièce soumise au flux du faisceau laser

La pièce est un milieu semi infini considéré comme homogène isotrope. Cette hypothèse est justifiée par la densité surfacique des trois matériaux en présence, soumis au faisceau. Les fractions surfaciques de constantan ν_c , de mica ν_i et d'acier ν_w sont les suivantes :

$$v_c = 2\%, v_i = 5\%, v_w = 93\% \quad (2.25)$$

La présence du constantan et du mica n'est pas prise en compte dans un premier temps. Compte-tenu des faibles variations de température (moins d'une dizaine de degrés), on considérera des propriétés thermophysiques constantes. Les flux échangés par rayonnement et convection naturelle sont négligés par rapport au flux par conduction entrant dans la pièce.

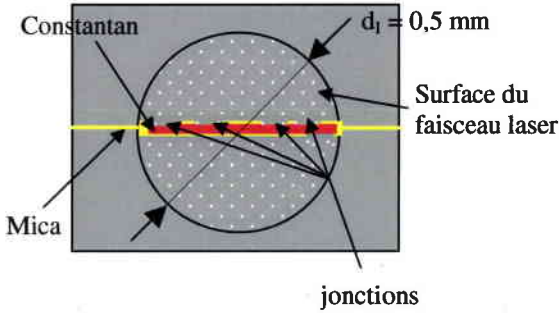


Figure 2.24 : Dimensions du faisceau laser par rapport à la feuille de constantan

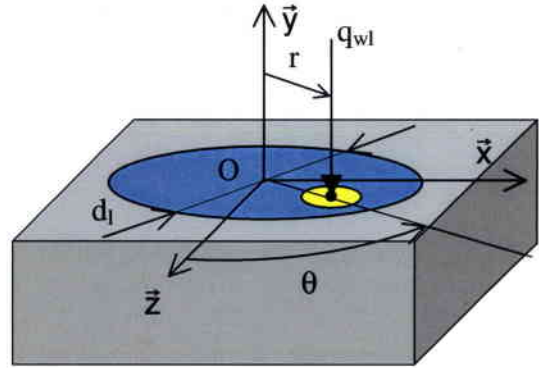


Figure 2.25 : Schéma de la source ponctuelle et de la source radiative à la surface du capteur

Soit $(O, \bar{x}, \bar{y}, \bar{z})$ le repère centré sur l'axe du faisceau et (O, \bar{y}) la normale à la surface de la pièce (voir Figure 2.25).

Pour un problème tridimensionnel, l'équation de la chaleur s'écrit :

$$\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} = \frac{1}{\alpha_w} \frac{\partial T}{\partial t} \quad (2.26)$$

Si une source d'énergie ponctuelle d'intensité Q est émise à l'instant $t = 0$, pendant un temps très court, au point de coordonnées $(x', 0, z')$, le champ de température dans la pièce en fonction du temps est donné [2.12] par :

$$T(x, y, z, t) = \frac{Q}{8\rho_w C_w (\pi\alpha_w t)^{3/2}} e^{-\{(x-x')^2 + y^2 + (z-z')^2\}/4\alpha_w t} \quad (2.27)$$

Pour une source ponctuelle de puissance q_{wl} absorbée par la pièce sur l'intervalle de temps $[0, t]$, le champ de température devient :

$$T(x, y, z, x', z', t) = \frac{q_{wl}}{8\rho_w C_w (\pi\alpha_w)^{3/2}} \int_0^t e^{-\frac{(x-x')^2 + y^2 + (z-z')^2}{4\alpha_w(t-t')}} \frac{dt'}{(t-t')^{3/2}} \quad (2.28)$$

La solution de l'équation de la chaleur pour un flux de chaleur de puissance P_{wl} réparti sur une surface circulaire de r_1 est obtenue en intégrant la solution d'une source ponctuelle :

$$T(x, y, z, t) = \frac{P_{wl}}{8\rho_w C_w (\pi\alpha_w)^{3/2} \pi r_l^2} \int_0^{r_l} \int_0^{2\pi} \int_0^t \frac{e^{-\frac{(x-r\cos(\theta))^2 + (z-r\sin(\theta))^2 + y^2}{4\alpha_w(t-t')}}}{(t-t')^{3/2}} dt' r dr d\theta \quad (2.29)$$

On note $T_{th\max i}$ la température théorique en régime permanent au centre du faisceau. Afin de comparer la réponse dynamique du capteur à un échelon de flux avec la température théorique T_{th} de la pièce, nous allons représenter les températures adimensionnelles suivantes :

$$\frac{T_{cexp}}{T_{max i}} \quad \text{et} \quad \frac{T_{th}}{T_{th\max i}} \quad (2.30) \quad , \quad (2.31)$$

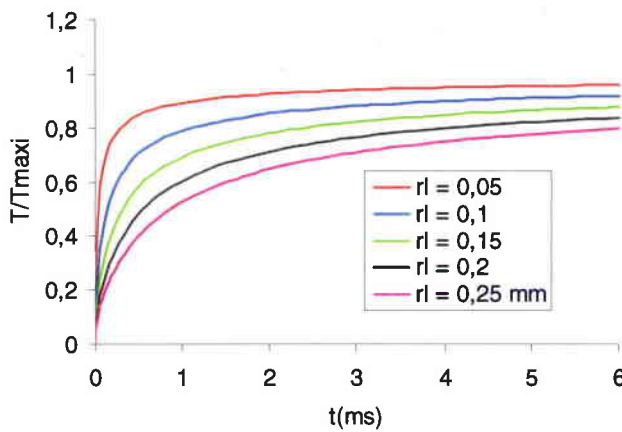


Figure 2.26 : Températures adimensionnelles à la surface au centre du faisceau laser en fonction du temps.

On peut noter que le régime permanent est d'autant plus rapidement atteint que le diamètre du faisceau est plus faible (Figure 2.26). Il faut cependant que le diamètre du faisceau soit supérieur ou égal à la largeur de la bande de constantan afin de soumettre la totalité de la bande de constantan au flux. La constante de temps est définie comme étant le temps nécessaire pour atteindre 63 % de la valeur atteinte en régime permanent. La comparaison de la réponse expérimentale (moyennée sur les 4 essais) avec la réponse théorique (Figure 2.27) montre que le thermocouple suit la température de la surface de la pièce avec un temps de montée plus faible que celle du modèle. On peut justifier cet écart par :

- la non prise en compte de l'aspect multicouche du capteur : la jonction atteint plus rapidement le régime permanent à cause de l'isolation du mica sous la jonction du capteur. Le flux échangé par conduction dans son voisinage est parallèle à la surface et le flux normal à la surface est nulle. Ce dernier a pour effet de diminuer la

conductance thermique par rapport à celle de la modélisation considérant un milieu homogène.

- une légère surestimation du diamètre du faisceau : le calcul théorique effectué avec un diamètre de 0,4 mm réduit l'écart entre le modèle et la mesure.

Il est donc difficile de distinguer l'inertie thermique de la pièce et celle de la jonction chaude du thermocouple. La détermination de la constante de temps réelle du thermocouple devrait donc être effectuée en focalisant le faisceau sur la jonction, ce qui n'est pas simple compte tenu de la forme rectangulaire de la surface de la feuille de constantan.

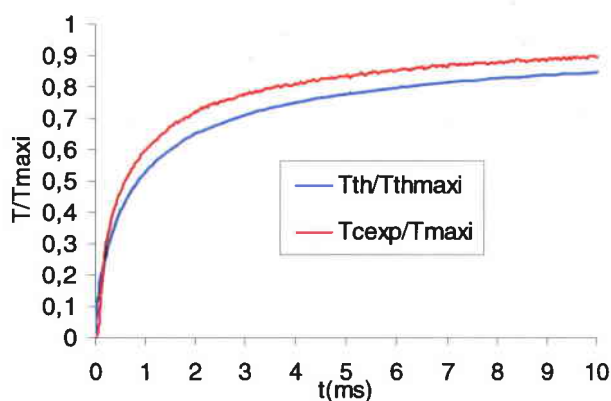


Figure 2.27 : Températures adimensionnelles expérimentale et théorique pour $r_f = 0,25 \text{ mm}$.

La méthode d'étalonnage a permis de montrer que le temps de réponse du thermocouple était de 1 ms pour un faisceau laser de diamètre 0,5 mm. Le modèle montre que la surface de la pièce suit une montée en température avec « une constante de temps » sensiblement identique compte-tenu de la nature de la sollicitation thermique imposée.

Lors de la phase de rectification du capteur, une jonction mesure une température liée à l'action de l'ensemble des grains actifs dans l'interface meule/pièce et une température liée à l'action d'un grain sur la jonction. Le temps caractéristique du premier phénomène est de l'ordre de la ms alors que le second est de l'ordre de la μs . Sachant que le temps de contact des grains avec la jonction du thermocouple est de l'ordre de 1 % du temps de contact total entre la meule et la pièce, on en déduit que la jonction est principalement soumise à des échanges par conduction en sous couche avec la pièce.

Deux types étalonnages dynamiques pourraient donc être envisageable de manière à se rapprocher des conditions réelles d'usinage :

- Le premier à basse fréquence consistant à chauffer la surface de la pièce sans imposer de flux sur la jonction afin d'éviter un gradient de température élevé à la surface du mica. Imposer une température à la surface permettrait d'effectuer un étalonnage par comparaison et d'obtenir une température uniforme en surface pour les 3 matériaux en présence.
- Le second à haute fréquence (100 kHz) ,consistant à exciter la jonction avec un faisceau laser d'un diamètre de 50 μm environ, permettrait de simuler l'action d'un grain. La solution idéale serait de déplacer le faisceau laser à la même vitesse que le grain.

Le comportement du capteur à l'échelle du grain fera l'objet d'une étude présentée dans le chapitre 4.

II.3.4.2 Inertie thermique longitudinale liée à l'isolant

La méthode d'étalonnage présentée précédemment a permis de montrer que la bande passante à -3 dB du thermocouple rectifiable était de 1 kHz dans les conditions de l'expérience.

Il s'agit dans cette partie de déterminer le temps nécessaire pour que le capteur constitué des deux feuilles de mica et de la feuille de constantan atteigne la température de la pièce.

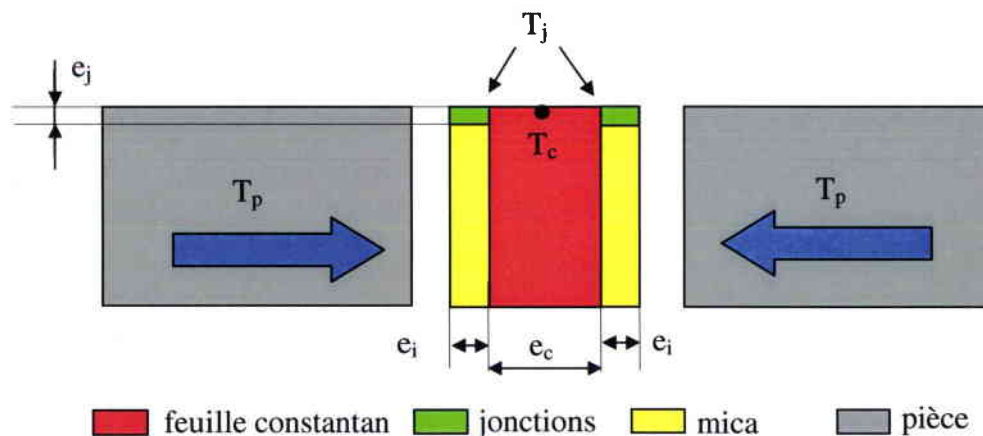


Figure 2.28 : Principe de détermination de la constante de temps conductive

L'idée est de simuler la mise en contact des deux pièces à la température uniforme T_p avec le capteur (Figure 2.28) constitué du mica, du constantan et de la jonctions à la température $T_c = T_j = T_m$.

Le temps nécessaire pour atteindre un champ de température uniforme en tout point du capteur est fonction de :

- L'épaisseur de mica : durant les essais, deux épaisseurs 5 et 10 μm ont été utilisées. Les essais ont montré qu'une épaisseur de mica plus faible permet une plus grande résistance des jonctions en particulier pour les faibles vitesses d'avance.
- L'épaisseur d'une jonction : celle-ci dépend des conditions d'usinage, du type de meule, de dressage de la meule. Elle ne peut être supérieure au volume déformé plastiquement lors de la formation d'un copeau, son ordre de grandeur est donc le micromètre. De plus, l'épaisseur du copeau non déformé varie le long de l'arc de contact. Nous testerons quatre épaisseurs différentes {0,1,2,4} μm afin de déterminer la sensibilité de ce paramètre sur le temps de réponse.

La modélisation est bidimensionnelle : les clichés du capteur, après usinage, pris au microscope, ont montré que le nombre de jonctions actives sur la largeur de la bande était très faible (inférieur à 10 %). Cependant, il est possible que cette proportion soit différente pendant l'usinage du capteur. Pour cette raison, Il faudra tenir compte de ce paramètre dans l'interprétation des résultats de la simulation. Dans la modélisation bidimensionnelle, il faudra considérer une épaisseur de jonction équivalente sur la largeur de la feuille.

II.3.4.2.1 Maillage et conditions aux limites

On effectue un chargement en température sur les deux pièces. L'écart de température entre l'acier et le capteur (constantan, mica) est de 10 °C. Le maillage est effectué par des éléments de type quadrangle. La taille des éléments au voisinage de la jonction est imposée par l'épaisseur de mica (5 μm) et l'épaisseur d'une jonction (1 μm) (Figure 2.29).

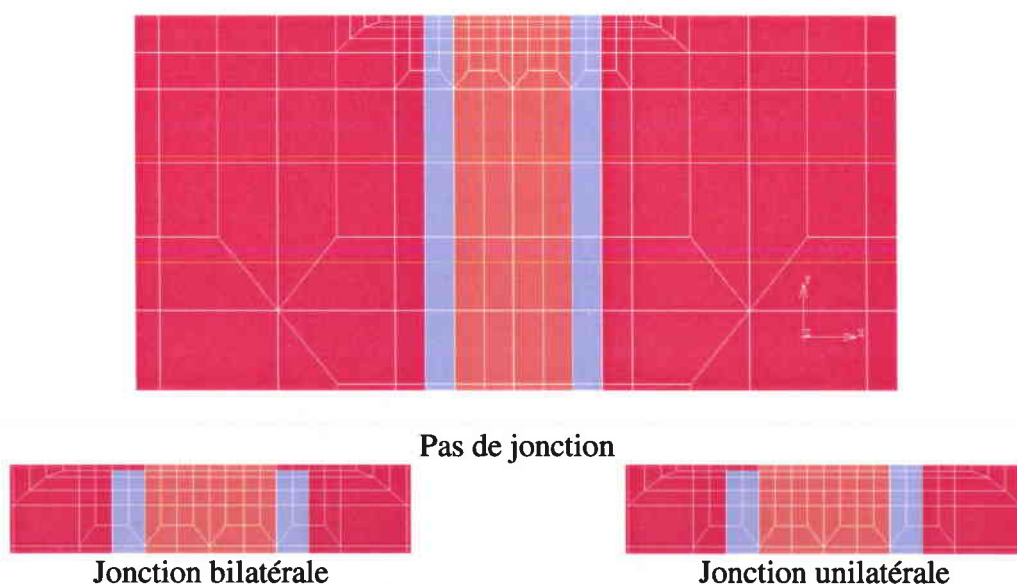


Figure 2.29 Maillage du capteur au voisinage de la surface de la jonction

II.3.4.2.2 Analyse des résultats

Les courbes de la Figure 2.30 et de la Figure 2.31 représentent le rapport de la température T_c du centre de la feuille et de la température de la pièce T_p dans le cas d'une jonction bilatérale. Elles montrent que le temps de réponse du capteur est d'autant plus faible que l'épaisseur de la jonction est importante, ce qui est logique puisqu'on augmente la puissance échangée par conduction avec la pièce. Cependant, la température est moyennée sur la hauteur de la jonction, ce qui affecte la résolution de la mesure en surface. Le temps de réponse du capteur est défini comme le temps nécessaire pour atteindre 63 % de la température à l'équilibre thermique. La jonction atteint plus tôt l'équilibre que le reste de la feuille en sous couche, le champ de température n'étant pas uniforme (Figure 2.32).

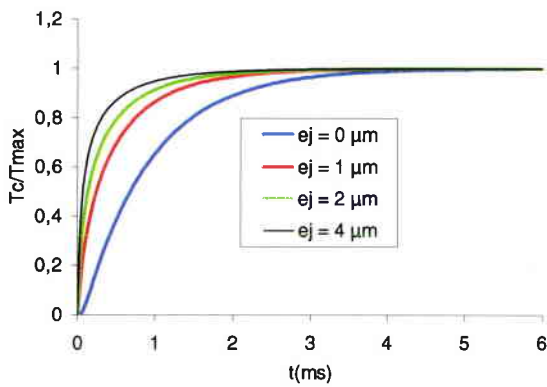


Figure 2.30 : Température adimensionnelle du centre de la feuille de constantan pour une épaisseur de mica de 10 µm

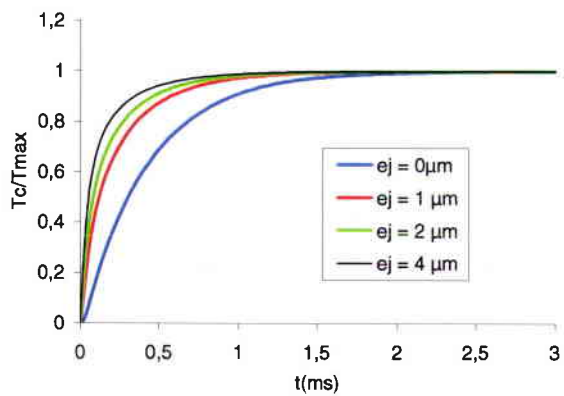


Figure 2.31 : Température adimensionnelle du centre de la feuille de constantan pour une épaisseur de mica de 5 µm

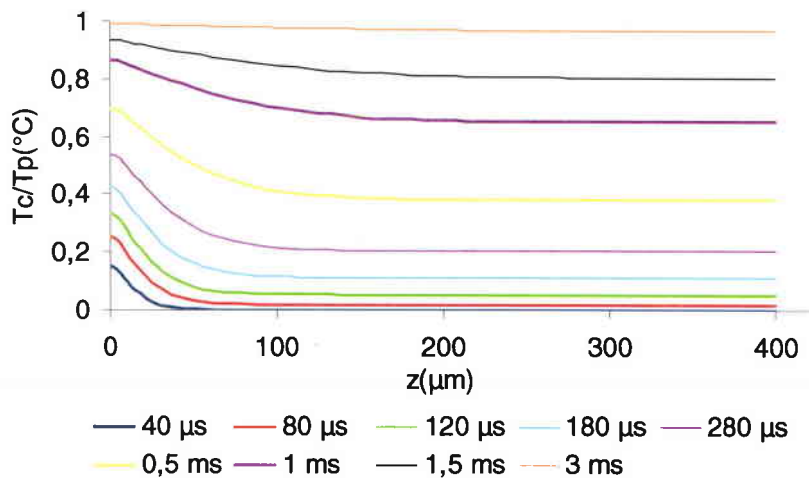


Figure 2.32 : Evolution du champ de température de la feuille de constantan en fonction de la profondeur pour une épaisseur de mica de 10 µm et une épaisseur de jonction de 1 µm

Compte-tenu des fluctuations possibles sur l'épaisseur d'une jonction et de l'incertitude sur cette grandeur, du faible nombre de jonctions pendant l'usinage, on peut définir une borne supérieure de la constante de temps longitudinale du capteur fonction uniquement de l'épaisseur de mica. Ce temps de réponse est de 0,4 ms pour une épaisseur de mica de 5 μm et de 0,9 ms pour 10 μm (Figure 2.33). Cependant, ce dernier chute rapidement comme le montre le graphique de la Figure 2.33 si l'épaisseur de la jonction chaude augmente. La prise en compte d'une résistance de contact entre la jonction et la feuille de constantan fournirait dans tous les cas une constante de temps inférieure à celle obtenue avec une épaisseur de jonction nulle.

Cette étude a permis de montrer que la constante de temps du thermocouple rectifiable dépend de nombreux paramètres comme l'épaisseur de la jonction variant statistiquement pendant l'usinage, de l'épaisseur de mica choisie pour la conception mais aussi de la nature des sollicitations thermiques imposées. D'après les simulations, la borne supérieure de la constante de temps conductive longitudinale du capteur est fonction uniquement de l'épaisseur de mica. Celle-ci est inférieure à une milliseconde.

Une constante de temps de 1 ms a été déterminée expérimentalement grâce à un étalonnage dynamique utilisant un faisceau Laser de diamètre 0,5 mm. Cette constante de temps est suffisamment faible par rapport au temps de contact meule/pièce pour pouvoir mesurer la température globale, représentant l'action cumulée de l'ensemble des grain, avec une très bonne précision. Nous montrerons qu'il existe une autre constante de temps nettement plus faible permettant d'approcher la température de contact grain/pièce.

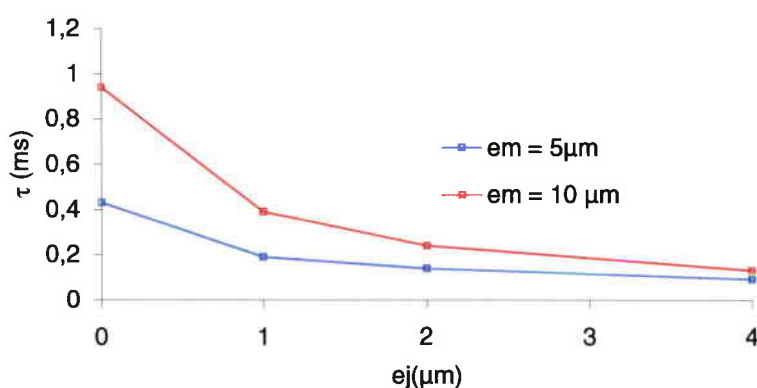


Figure 2.33 : Evolution du temps de réponse du capteur en fonction de l'épaisseur de la jonction

II.4 Etude de la finesse du capteur rectifiable

Le chapitre précédent a montré que le temps de réponse du capteur était inférieur à la milliseconde. L'erreur liée à l'inertie thermique du capteur est négligeable tant que le temps de contact meule/feuille reste supérieur à plusieurs millisecondes. La température mesurée par le thermocouple est différente de la température de la pièce en l'absence de mica et de constantan) et est liée aux températures respectives du constantan, du mica et de la pièce.

Lors de la rectification du thermocouple, une certaine quantité d'énergie est transmise provoquant une élévation de la température. Celle-ci a trois origines :

- l'action individuelle d'un grain au voisinage de la jonction du capteur ou sur une jonction existante
- l'action des grains directement à la surface de la feuille sans création de jonction.
- la conduction en sous couche suite à l'action de l'ensemble des grains à l'interface meule/pièce.

Dans cette partie, nous allons effectuer une analyse par éléments finis du comportement thermique du capteur afin de tenir compte de la modification possible du champ de température. Nous considérerons une source de chaleur homogénéisée suite au passage de l'ensemble des grains dans l'interface meule/pièce. L'augmentation de température au voisinage du capteur, suite à l'action d'un grain ne sera pas prise en compte dans un premier temps.

II.4.1 Dimension et maillage du modèle

Les dimensions du thermocouple et du modèle sont choisies de manière à atteindre le régime quasi-stationnaire par rapport au repère mobile lié à la source, avant que la source arrive sur le capteur. Guo et Malkin [2.13] ont étudié le champ de température dans la pièce en phase transitoire. Ils montrent que la longueur adimensionnelle de la pièce $L_w = l_w/l_e$ à partir de laquelle un régime quasi-stationnaire est atteint dépend du nombre de Peclet $Pe_w = V_w l_e / \alpha_w$. L'état stationnaire est atteint d'autant plus rapidement que le nombre de Peclet est élevé. Dans les conditions de rectification choisies, le nombre de Peclet minimal est voisin de 4. D'après leurs travaux, le régime stationnaire est atteint avant le capteur pour $L_w = 4,5$. La longueur totale $2l_w$ de la pièce ou du modèle est donc au minimum de 18 mm pour une longueur de contact de 2 mm. Afin de réduire la durée du calcul, la longueur du domaine maillé peut être inférieure à la taille de la pièce réelle lorsque le nombre de Peclet est supérieur à 4.

Nous effectuons une modélisation bidimensionnelle à l'aide du logiciel de calcul de structure MSC MARC spécialisé dans les analyses non-linéaires. L'évolution de la conductivité thermique et de la chaleur spécifique en fonction de la température est prise en compte pour l'acier C45 et pour le constantan sur l'intervalle [293,673] K (voir Tableau 3).

| | Constantan | | Acier C45 | | Mica | |
|----------------------------|------------|------|-----------|------|------|------|
| $T(K)$ | 293 | 673 | 293 | 673 | 293 | 673 |
| $\lambda(W.m^{-1}.K^{-1})$ | 22 | 29 | 51 | 41 | 0,5 | 0,5 |
| $C(J.kg^{-1}.K^{-1})$ | 396 | 427 | 450 | 580 | 837 | 837 |
| $\rho(kg.m^{-3})$ | 8900 | 8900 | 7800 | 7800 | 2900 | 2900 |

Tableau 3 : Caractéristiques thermophysiques des matériaux à 293 K et 673 K

Le maillage est représenté sur la Figure 2.34. En raison du fort gradient thermique à proximité de la surface, les éléments de type quadrangle ont une taille de 160×250 μm loin de la surface rectifiée et de 20×25 μm à son voisinage. Le modèle est constitué d'un assemblage de bandes de largeur 320 μm par 4 mm de hauteur. Au voisinage de la jonction chaude du thermocouple, les éléments passent de manière progressive de la taille de 20×25 μm à 2×2,5 μm . Des observations au microscope de la surface du capteur montrent que la largeur cumulée des jonctions est très faible par rapport à la largeur de la feuille de constantan (inférieure à 5 %). L'épaisseur d'une jonction étant de l'ordre du micromètre, l'épaisseur équivalente, pour le modèle bidimensionnel est négligeable par rapport aux épaisseurs de mica et de constantan. La jonction n'est donc pas matérialisée dans la modélisation bidimensionnelle.

11.4.2 Conditions aux limites pour le capteur

L'action de la meule sur la pièce est définie par un chargement thermique constitué d'un flux de chaleur mobile de forme triangulaire se déplaçant à vitesse V_w à la surface de la pièce (Figure 2.35). Le problème peut être considéré comme bidimensionnel car la largeur de la meule est supérieure à la largeur usinée.

L'incertitude concernant le flux à la surface de la feuille de constantan sera prise en compte par l'intermédiaire d'une variation de $\pm 10\%$, l'objectif étant d'étudier la sensibilité de la réponse théorique du thermocouple à cette variation locale du flux. Lorsque la meule vient en contact avec la feuille de constantan, le profil du flux est alors modifié (Figure 2.36). Les autres surfaces du modèle sont supposées adiabatiques ce qui est cohérent avec une rectification à sec. Le flux à la surface du mica est négligé car ce matériau possède une ténacité très faible et son énergie spécifique de rectification est négligeable.

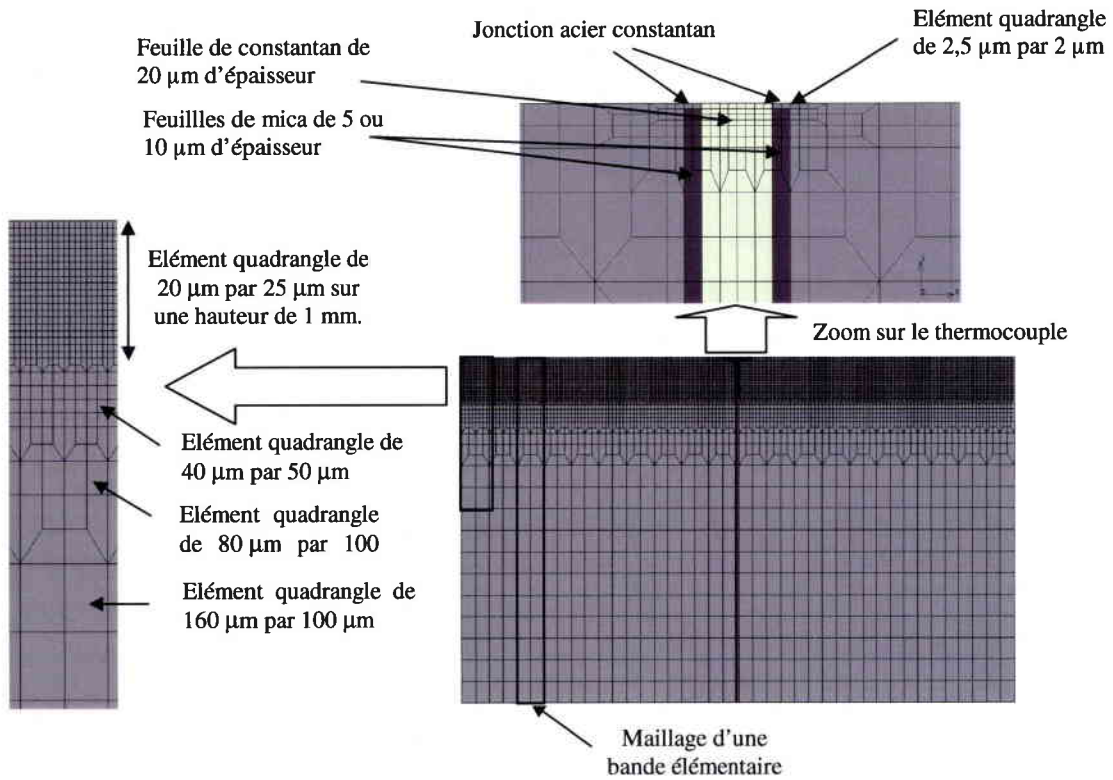


Figure 2.34 : Maillage du capteur

L'origine du repère pièce étant fixé au centre de la feuille de constantan, la coordonnée du centre de la source est $x' = V_w t - l_e/2 - l_w$. Les conditions aux limites en flux sont données dans le Tableau 4. $T(x, t)$ est l'écart de température par rapport à la température ambiante. q_m^c et q_m^w sont les flux moyens respectivement au niveau du constantan et de la pièce.

L'incrément de temps maximal $\Delta t = \frac{\Delta x}{V_w}$ pour le calcul est choisi de manière à correspondre à un déplacement $\Delta x = 20 \mu\text{m}$ d'un élément du maillage.

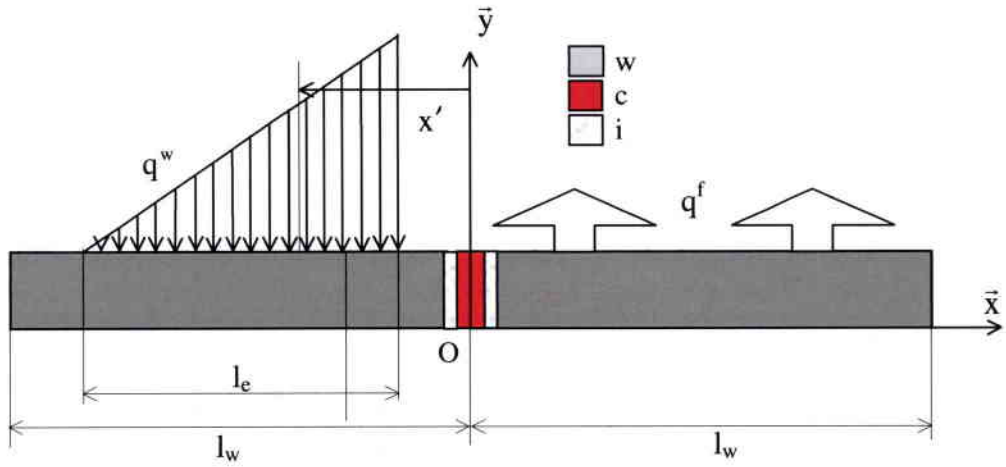


Figure 2.35 : Représentation du flux absorbé par la pièce lorsque la meule n'est pas en contact avec la feuille de constantan

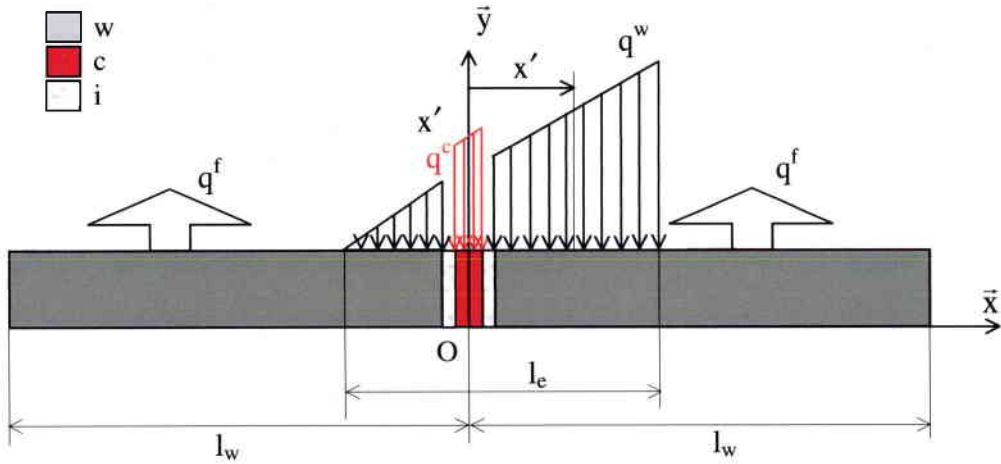


Figure 2.36 : Représentation du flux absorbé par la pièce lorsque la meule est en contact avec la feuille de constantan

| $ x - x' $ | $q(x, t)$ |
|----------------------|--|
| $> l_e/2$ | $q^f = -hT(x, t)$ |
| $\leq \frac{l_e}{2}$ | $ x \leq \frac{e_c}{2} : q^c = q_m^c (l_e - 2(x - x')/l_e)$ |
| | $\frac{e_c}{2} \leq x \leq \frac{e_c}{2} + e_i : q^i = 0$ |
| | $ x \geq \frac{e_c}{2} + e_m : q^w = q_m^w (l_e - 2(x - x')/l_e)$ |

Tableau 4 : conditions aux limites sur la surface rectifiée

II.5 Erreur de finesse à flux imposé

Les courbes de la Figure 2.37 montrent l'évolution de la température en fonction du temps en différents points de la surface. L'état quasi stationnaire est bien atteint en amont de la jonction mais la température maximale augmente en amont de la feuille et diminue en aval. Ceci est lié à la très faible conductivité thermique du mica qui constitue une barrière thermique limitant la conduction dans le sens du mouvement.

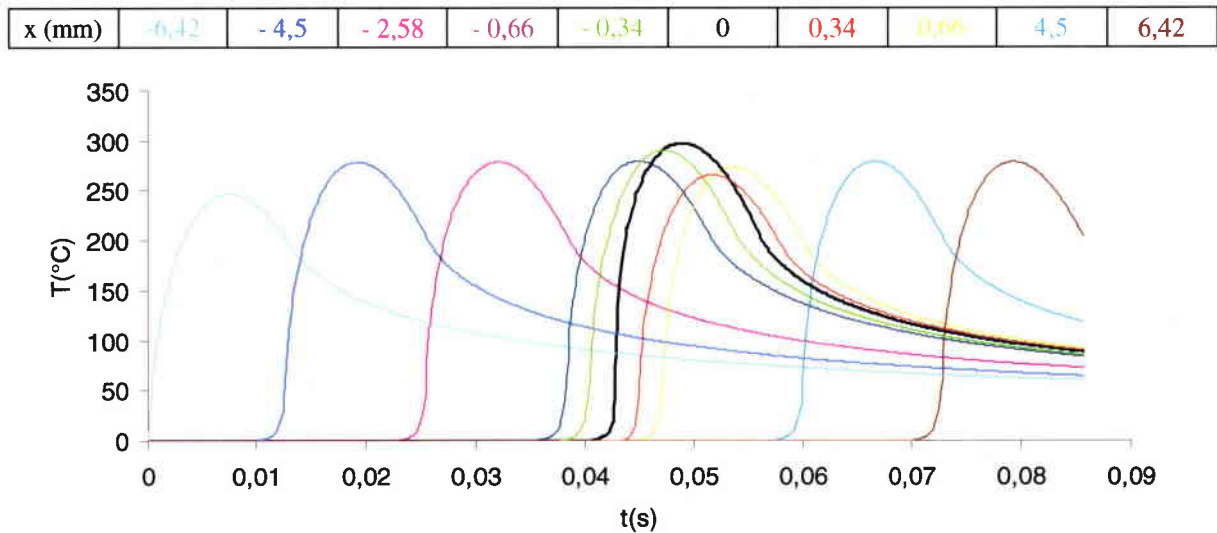


Figure 2.37 Evolution de la température à la surface en fonction du temps en différents points du capteur pour : $V_w = 150 \text{ mm/s}$, $l_e = 2 \text{ mm}$, $q_m^w = q_m^c = 30 \text{ W/mm}^2$

Nous allons effectuer la comparaison entre la température T_c de la surface de la feuille de constantan et la température non perturbée T_{qs} obtenue au même nœud pour une pièce homogène sans thermocouple. Les graphes $T_c(t)$ et $T_{qs}(t)$ (Figure 2.38, Figure 2.39), obtenus pour des vitesses d'avance élevées en rectification plane (200 et 300 mm/s), fournissent des informations sur le décalage temporel ainsi que sur l'amplitude. On note une montée en température plus rapide de la feuille de constantan avec un maximum de température atteint légèrement plus tôt par rapport à l'état stationnaire. Cette montée plus rapide est liée à une conduction moins importante dans le sens du mouvement. Cependant, les deux courbes se superposent parfaitement dans la phase de refroidissement qui n'est plus perturbée par l'action de la meule sur l'électrode. Si on impose le même flux à la surface de la feuille et sur la pièce ($q^c = q^w$), la température T_c est supérieure à la température T_{qs} en raison de la plus faible conductivité thermique du constantan par rapport à l'acier. Le graphe de la Figure 2.39 montre qu'à flux q^w constant, une augmentation de la vitesse V_w engendre une diminution des températures T_c et T_{qs} .

L'erreur relative de finesse sur la température maximale de fond est définie par :

$$E_f = \frac{T_{c \text{ maxi}} - T_{qs \text{ maxi}}}{T_{qs \text{ maxi}}} \quad (2.32)$$

L'évolution de l'erreur théorique de finesse, représentée sur la Figure 2.40, montre qu'une augmentation de la vitesse V_w accroît l'erreur sensiblement jusqu'à 25 % pour une longueur de contact de 2 mm. Cette tendance se justifie par la diminution de l'écart entre la conductivité thermique de l'acier et celle du constantan avec l'augmentation de la température (vitesse d'avance faible). A flux identiques, l'augmentation des températures de surface au voisinage de la jonction tendent à réduire l'écart entre T_c et T_{qs} . L'autre cause est la diminution du flux de conduction dans le sens du mouvement lorsque la vitesse V_w augmente, c'est alors le flux q^c qui conditionne la température T_c .

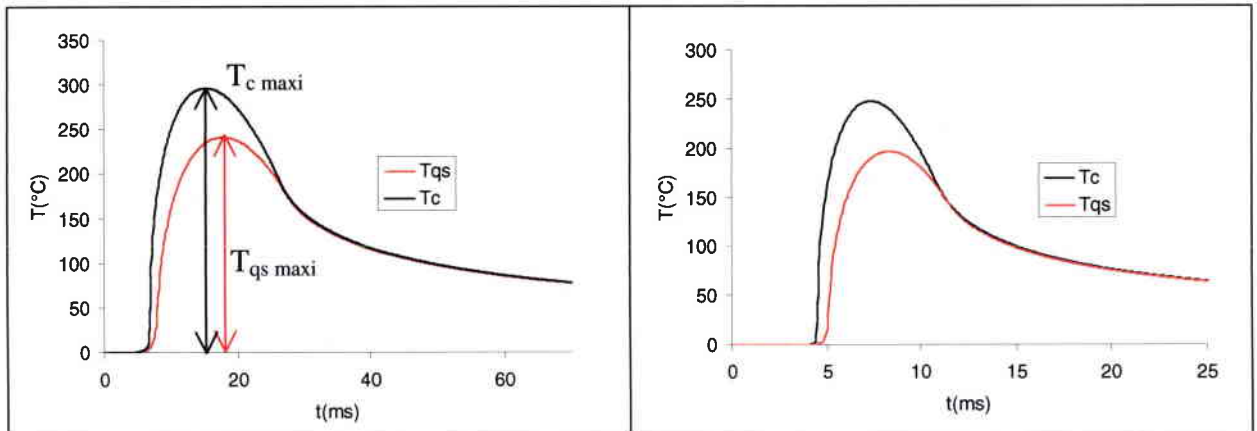


Figure 2.38 : Température quasi stationnaire et température de la surface de l'électrode pour $V_w = 200 \text{ mm/s}$ et $V_w = 300 \text{ mm/s}$, $l_e = 2 \text{ mm}$, $q_m^w = q_m^c = 30 \text{ W/mm}^2$, $e_i = 10 \text{ }\mu\text{m}$, $e_j = 0$

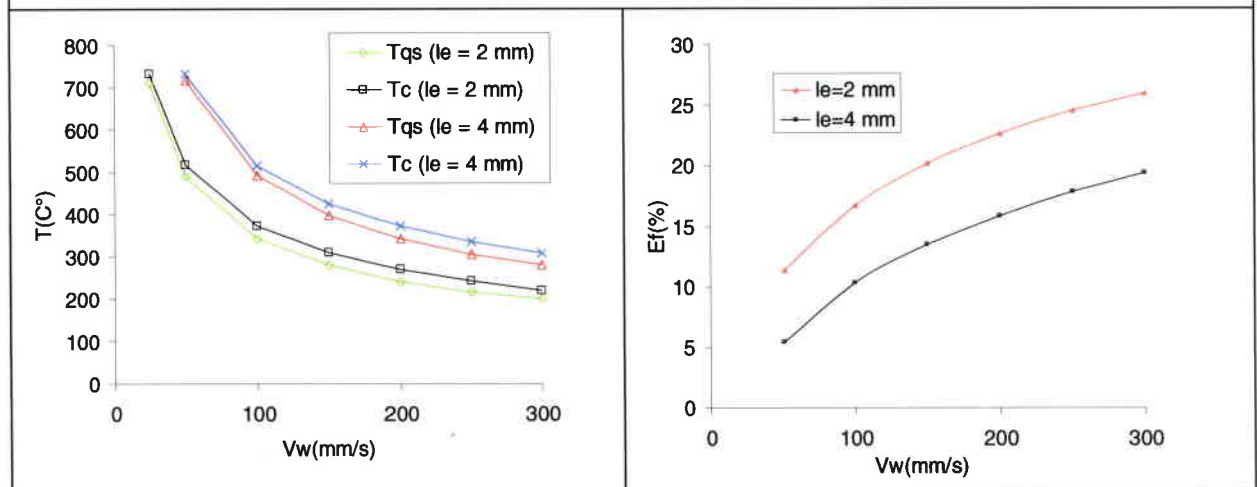


Figure 2.39 : Evolution de T_{qs} et de T_c en fonction de V_w pour deux longueurs de contact pour $q_m^w = q_m^c = 30 \text{ W/mm}^2$

Figure 2.40 : Evolution de l'erreur théorique de finesse en fonction de la vitesse V_w pour $q_m^w = q_m^c = 30 \text{ W/mm}^2$.

Le graphe de la Figure 2.41 confirme qu'une l'augmentation de la température engendre une diminution de l'erreur relative de finesse. Cette-ci est sensible au flux q^c absorbé par la surface de la feuille. La compréhension de la température mesurée à l'interface meule/capteur nécessite d'apporter des précisions sur la condition à imposer (quel flux ou quelle température) à la surface de la feuille de constantan.

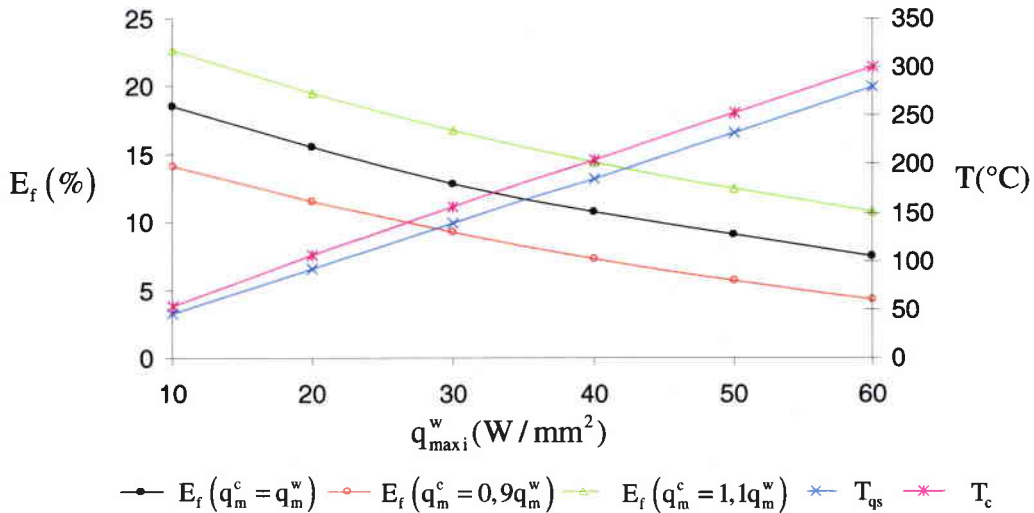


Figure 2.41 Evolution de l'erreur de finesse et des températures T_c et T_{qs} en fonction du flux maximal $q_{maxi}^w = 2q_m^w$ pour une vitesse $V_w = 150$ mm/s

II.6 Température de contact grain/électrode

Pendant le processus de mesure de la température, la feuille de constantan est rectifiée en même temps que la pièce. L'énergie absorbée par la feuille durant l'usinage de l'électrode par différents grains peut venir perturber la mesure de manière locale. La difficulté est d'estimer cette perturbation car l'épaisseur de la feuille est de seulement 20 μm et il est donc difficile de considérer des conditions de rectification conventionnelle pour lesquelles l'arc de contact apparent entre la meule et la pièce rectifiée est de l'ordre du millimètre. Les phases de déformation élastique, plastique et de formation d'un micro-copeau ne sont pas envisageables dans le cas d'une feuille dont l'épaisseur est de l'ordre de grandeur du rayon de contact de la surface grain/matière. De plus, le point de mesure ,au niveau de la jonction chaude du thermocouple, se déplace pendant la rectification de l'électrode à une vitesse égale au rapport de la profondeur de passe et du temps de contact.

La montée en température de la feuille de constantan est liée :

- A la puissance échangée par conduction en sous couche : nous avons montré dans la partie précédente que cette épaisseur était suffisamment faible pour avoir une constante de temps inférieure à la milliseconde.
- A la puissance transmise à la surface de la feuille de constantan liée à l'action des différents grains : certains grains vont usiner la feuille et d'autres vont provoquer des déformations plastiques sans enlèvement de matière.

Lorsqu'un grain découpe la feuille de constantan, le temps caractéristique du phénomène est égale au temps de contact entre la feuille et le grain :

$$t_{cg} = \frac{l_{wf} + e_c}{V_s} \quad (2.33)$$

où l_{wf} est le diamètre de la surface de contact d'un grain avec la pièce, e_c est l'épaisseur de la feuille de constantan et V_s la vitesse d'un grain. En prenant un rayon de contact de $25 \mu\text{m}$ et une vitesse de 30 m/s , le temps de contact est de $1,5 \mu\text{s}$. Ce temps de contact est trop court pour modifier sensiblement la température du grain qui est en contact avec la pièce pendant une centaine de microseconde pour un arc de contact de 3 mm . Cependant, la température de la feuille est probablement différente de celle du matériau usiné pour deux raisons :

- Les propriétés thermophysiques du constantan sont différentes, en particulier la conductivité thermique est plus faible.
- L'énergie spécifique de rectification du constantan est différente : pour mettre en évidence cette différence, nous avons effectué la rectification d'une plaque de constantan de 1 mm d'épaisseur avec la même meule et les mêmes conditions de diamantage.

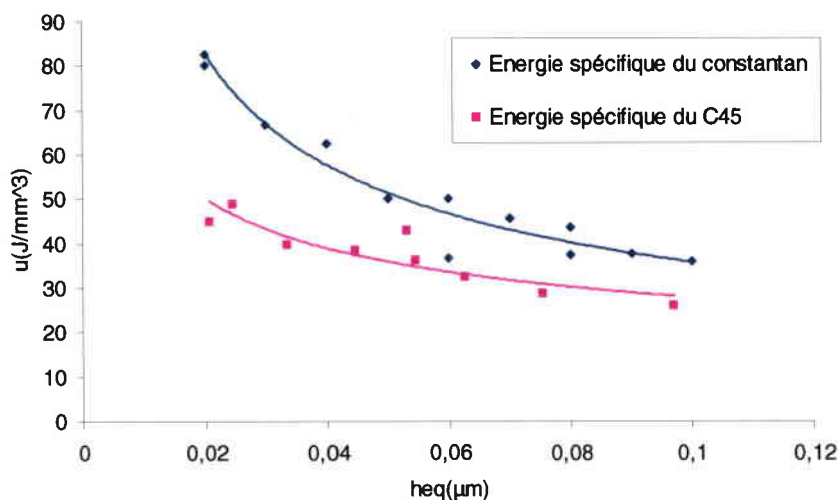


Figure 2.42 : Energie spécifique du constantan et du C45

Le graphe de la Figure 2.42 montre l'évolution de l'énergie spécifique du constantan et du C45. L'énergie spécifique du constantan est supérieure à celle du C45 mais presque identique à celle du 100Cr6 (voir chapitre 4). L'analyse globale considérant une source continue à la surface du capteur n'est pas valable directement à la surface de la jonction. Nous allons déterminer la température de contact entre la feuille de constantan et le grain à partir d'une étude locale à l'échelle du grain. Les hypothèses nécessaires à cette étude sont :

- on néglige l'influence de la bande de cisaillement et on considère que la puissance est produite uniquement à l'interface grain/feuille
- le nombre de Peclet étant supérieur à 20, on néglige la conduction dans le sens du mouvement pour la pièce et le grain. Le flux sera unidimensionnel suivant l'axe y perpendiculaire à la surface rectifiée.
- la surface de contact apparente A_{wf} pour la pièce est identique pour la feuille de constantan.
- La rectification de la plaque de constantan a montré que son énergie spécifique pouvait être différente de celle du matériau rectifié. Comme nous ne souhaitons pas mesurer cette énergie spécifique, qui dépend de nombreux paramètres, pour chaque condition d'essai, nous ferons varier l'écart relatif $\epsilon_{cw} = \frac{u_c - u_w}{u_w}$ entre l'énergie spécifique du constantan et celle du matériau usiné entre -1 et 1. Sur le plan global, un rapport de 1 correspond à une énergie spécifique du constantan deux fois plus élevée que celle du matériau, alors qu'un rapport tendant vers -1 considère cette dernière comme négligeable.
- La température du grain n'est pas perturbée par le capteur avant le contact avec la feuille.

Le flux total, q_{cwf} , généré à l'interface grain/constantan est la somme du flux q_{cwf}^g transmis au grain et du flux q_{cwf}^c à la feuille sous le grain :

$$q_{c, wf} = q_{c, wf}^c + q_{c, wf}^g \quad (2.34)$$

Lorsque le grain entre en contact avec la feuille de constantan, il possède une certaine température qui devrait être pratiquement inchangée sur la durée de contact t_{cg} en l'absence de discontinuité liée à la présence de la feuille de constantan. La surface du grain subit une modification du flux absorbé en raison de la discontinuité de matière rectifiée.

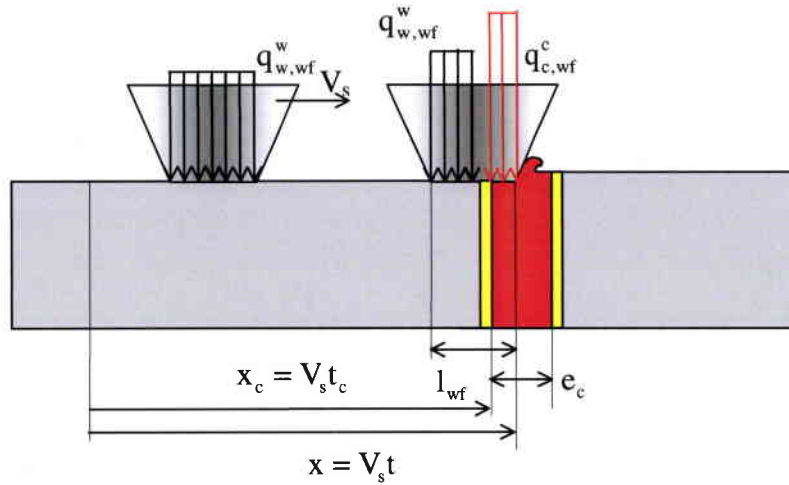


Figure 2.43 : schéma à l'interface grain/capteur et discontinuité du flux au niveau de la feuille

Si le grain est soumis à un flux constant durant la durée du contact avec la pièce, la relation entre l'augmentation de la température de la surface du grain et le flux q_{wf}^g transmis au grain est :

$$T_{wf}^g = q_{wf}^g \sqrt{\frac{4t}{\pi(\lambda\rho C)_g}} \quad (2.35)$$

$$\text{On pose } \psi_g(t) = \sqrt{\frac{4t}{\pi(\lambda\rho C)_g}} \quad (2.36)$$

Si le flux n'est pas constant dans l'arc de contact grain/pièce et dépend du temps, il faut utiliser le théorème de Duhamel :

$$T_{wf}^g(t) = \int_0^t q_{wf}^g(\tau) \frac{\partial \psi_g(t-\tau)}{\partial t} d\tau \quad (2.37)$$

Le flux q_{wf}^g varie de manière continue tant que le grain est en contact avec la pièce en acier, lorsque ce dernier entre en contact avec la feuille, il prend la valeur $q_{c,wf}^g$ que l'on supposera constante sur toute la surface de contact grain/feuille compte tenu des faibles dimensions de la feuille. Soit t_c le temps écoulé depuis l'entrée du grain dans l'arc de contact (Figure 2.43), la température moyenne de la surface du grain à un instant $t \geq t_c$ est :

$$T_{wf}^g(t) = \int_0^{t_c} q_{w,wf}^g(\tau) \frac{\partial \psi_g(t-\tau)}{\partial t} d\tau + \int_{t_c}^t q_{c,wf}^g(\tau) \frac{\partial \psi_g(t-\tau)}{\partial t} d\tau \quad (2.38)$$

$$T_{c,wf}^g(t) = \underbrace{\int_0^t q_{w,wf}^g(\tau) \frac{\partial \psi_g(t-\tau)}{\partial t} d\tau}_{T_{w,wf}^g} - \int_{t_c}^t q_{w,wf}^g(\tau) \frac{\partial \psi_g(t-\tau)}{\partial t} d\tau + \int_{t_c}^t q_{c,wf}^g(\tau) \frac{\partial \psi_g(t-\tau)}{\partial t} d\tau \quad (2.39)$$

La première intégrale correspond à la température qu'aurait le grain en l'absence de variation de flux liée à la présence du constantan :

$$T_{c,wf}^g(t) = T_{w,wf}^g(t) + \int_{t_c}^t (q_{c,wf}^g(\tau) - q_{w,wf}^g(\tau)) \frac{\partial \psi_g(t-\tau)}{\partial t} d\tau \quad (2.40)$$

Considérons les flux moyens pour la feuille et la pièce sur l'intervalle de temps $[t_c, t]$ correspondant à la durée du contact d'un point de la feuille avec le grain :

$$T_{c,wf}^g(t) = T_{w,wf}^g(t) + (q_{c,wf}^g - q_{w,wf}^g) \sqrt{\frac{4(t-t_c)}{\pi(\lambda\rho C)_g}} \quad (2.41)$$

La surface de la feuille de constantan possède une température initiale notée T_{cb} (constantan background). La variation de la température à la surface de la feuille lors de l'entrée en contact avec le grain est :

$$T_{c,wf}^c - T_{cb} = q_{c,wf}^c \sqrt{\frac{4(t-t_c)}{\pi(\lambda\rho C)_c}} \quad (2.42)$$

Il y a égalité entre la température du grain et la température de la feuille :

$$T_{c,wf}^c = T_{c,wf}^g \quad (2.43)$$

Pour un point donné de la feuille, le temps de contact total entre le grain et la feuille est l_{wf}/V_s , l'équation (2.41) devient :

$$T_{c,wf}^g - T_{w,wf}^g = (q_{c,wf}^g - q_{w,wf}^g) \sqrt{\frac{4l_{wf}}{\pi(\lambda\rho C)_g} V_s} \quad (2.44)$$

Comme il s'agit dans cette partie de déterminer la température de contact grain/feuille, nous allons supposer que la température de fond (ou initiale) de la feuille est égale à celle de la pièce :

$$T_{cb}^c = T_{wb}^w \quad (2.45)$$

Grâce aux équations (2.42) et (2.45), l'augmentation de la température de la surface de la feuille de constantan devient :

$$T_{c,wf}^c - T_{wb}^w = q_{c,wf}^c \sqrt{\frac{4l_{wf}}{\pi(\lambda\rho C)_c} V_s} \quad (2.46)$$

L'augmentation de la température de la pièce sous le grain en l'absence de constantan est :

$$T_{w,wf}^w - T_{wb}^w = q_{w,wf}^w \sqrt{\frac{4l_{wf}}{\pi(\lambda\rho C)_w V_s}} \quad (2.47)$$

Considérons le coefficient de répartition R_w entre la pièce et la meule. La relation entre les flux moyens globaux et locaux à l'interface impose :

$$q_{w,wf}^g = (1 - R_w) q_{w,wf} = (1 - R_w) \frac{q_{wt}}{A_{wf}} \quad (2.48)$$

$$q_{w,wf}^w = R_w q_{w,wf} = R_w \frac{q_{wt}}{A_{wf}} \quad (2.49)$$

De la même manière que pour le constantan, le flux $q_{w,wf}$ est le flux moyen local généré à l'interface grain/pièce qui se partage entre la pièce $q_{w,wf}^w$ et le grain $q_{w,wf}^g$. A_{wf} est l'aire réelle de contact des grains avec la surface rectifiée.

La température de font T_{wb}^w peut être déterminée grâce à la solution de la source mobile de

Jaeger. Les inconnues sont donc $q_{w,wf}^w$, $q_{w,wf}^g$, $q_{c,wf}^c$, $q_{c,wf}^g$, $T_{c,wf}^c$, $T_{w,wf}^w$.

A partir des énergies spécifiques, les flux q_{ct} et q_{wt} pour le constantan et la pièce sont donnés par :

$$\text{Pour le constantan : } q_{ct} = \frac{P_{ct}}{l_c b} = \frac{u_c a V_w}{l_c} \quad (2.50)$$

$$\text{Pour l'acier : } q_{wt} = \frac{P_{wt}}{l_c b} = \frac{u_w a V_w}{l_c} \quad (2.51)$$

Les équations (2.44) à (2.46) donnent :

$$\kappa_c (T_{c,wf}^c - T_{wb}^w) + \kappa_g (T_{c,wf}^c - T_{w,wf}^w) + \sqrt{\frac{4l_{wf}}{\pi V_s}} q_{w,wf}^g = \sqrt{\frac{4l_{wf}}{\pi V_s}} q_{c,wf}^c \quad (2.52)$$

κ_c , κ_g et κ_w sont les effusivités thermiques respectivement du constantan, du grain et de la pièce. L'erreur absolue sur la température de contact est donc :

$$T_{c,wf}^c - T_{w,wf}^w = \frac{\sqrt{\frac{4l_{wf}}{\pi V_s}} (q_{c,wf}^c - q_{w,wf}^g) - \kappa_c (T_{w,wf}^w - T_{wb}^w)}{\kappa_c + \kappa_g} \quad (2.53)$$

Compte tenu de la relation (2.47) :

$$T_{c,wf}^c - T_{w,wf}^w = \frac{1}{\kappa_c + \kappa_g} \sqrt{\frac{4l_{wf}}{\pi V_s}} \left(q_{c,wf}^c - q_{w,wf}^g - \frac{\kappa_c}{\kappa_w} q_{w,wf}^w \right) \quad (2.54)$$

$$T_{c,wf}^c - T_{w,wf}^w = \frac{1}{\kappa_c + \kappa_g} \sqrt{\frac{4l_{wf}}{\pi V_s}} \left(q_{c,wf} - \left(1 - R_w \left(1 - \frac{\kappa_c}{\kappa_w} \right) \right) q_{w,wf} \right) \quad (2.55)$$

Cet écart de température varie le long de l'arc de contact. La température maximale du grain à l'interface meule/pièce est :

$$T_{w,wf,max}^w = \frac{q_{w,wf}^g}{\kappa_g} \sqrt{\frac{l_c}{\pi V_s}} = (1 - R_w) \frac{q_{w,wf}}{\kappa_g} \sqrt{\frac{l_c}{\pi V_s}} \quad (2.56)$$

Les équations (2.48) à (2.51) permettent d'exprimer ϵ_{cw} en fonction des flux générés aux interfaces grain/acier et grain/constantan :

$$\epsilon_{cw} = \frac{u_c - u_w}{u_w} = \frac{q_{c,wf} - q_{w,wf}}{q_{w,wf}} \quad (2.57)$$

Le coefficient d'erreur local sur la température maximale du grain est :

$$E_g = \frac{T_{wf}^c - T_{wf,max}^w}{T_{wf,max}^w} = \frac{\kappa_g}{\kappa_c + \kappa_g} \sqrt{\frac{l_{wf}}{l_c}} \left(\epsilon_{cw} + R_w \left(1 - \frac{\kappa_c}{\kappa_w} \right) \right) \quad (2.58)$$

L'expression (2.58) montre que la température de la surface grain/électrode dépend :

- des propriétés thermophysiques du grain, de la pièce et de la feuille de constantan
- du rapport entre le diamètre de la surface d'usure du grain et la longueur de l'arc de contact.
- du coefficient de répartition énergétique R_w .
- de l'écart relatif ϵ_{cw} entre les énergies spécifiques de rectification du constantan et de l'acier.

L'estimation de l'écart E_g est basée sur les valeurs numériques utilisées par A. Lavine [2.14].

Le coefficient énergétique R_w est de 0,8 pour la meule Alumine et 0,4 pour une meule CBN.

Le graphe de Figure 2.44 montre que E_g augmente avec ϵ_{cw} . Dans le cas d'une meule Alumine et pour la rectification du capteur en C45, ϵ_{cw} varie de 0,3 à 0,7 (Figure 2.42) et la température du grain à la surface de la feuille est supérieure de 5 à 8 % à celle obtenue à la surface de la pièce en l'absence de discontinuité. La sensibilité de la température à une perturbation est plus importante pour le grain CBN en raison de sa plus grande conductivité thermique par rapport à celle d'un grain d'alumine. Pour une longueur de contact l_c donnée, le graphe de la Figure 2.45 montre qu'une augmentation de la surface de contact du grain tend à accroître la température de la feuille. Pour une énergie spécifique du constantan très faible

(ϵ_{cw} tend vers -1) par rapport à celle du matériau rectifié, la température de contact est sous estimée d'une valeur d'autant plus importante que l_{wf}/l_c est élevé (Figure 2.46). Lorsque les énergies spécifiques sont quasiment égales, l'erreur ne dépend que des propriétés thermophysiques des 3 matériaux et demeure négligeable (Figure 2.45).

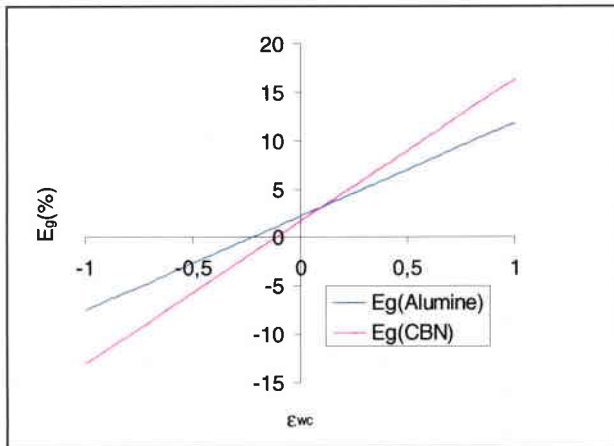


Figure 2.44 : Influence de ϵ_{cw} sur E_g pour $l_{wf} = 63 \mu\text{m}$ et $l_c = 2 \text{ mm}$

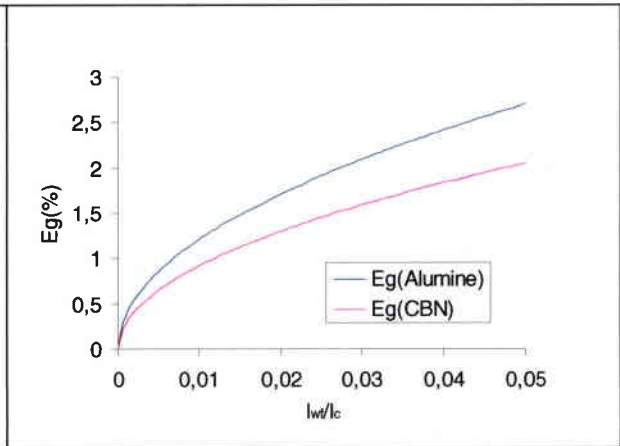


Figure 2.45 : Influence du rapport l_{wf}/l_c sur le coefficient d'erreur E_g pour $\epsilon_{cw} = 0$

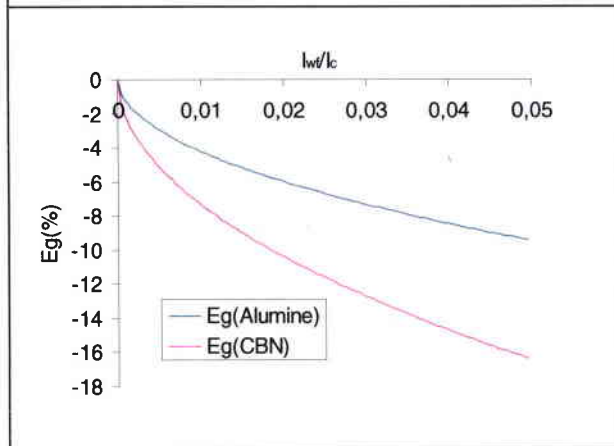


Figure 2.46 : Influence du rapport l_{wf}/l_c sur le coefficient d'erreur E_g pour $\epsilon_{cw} = -1$

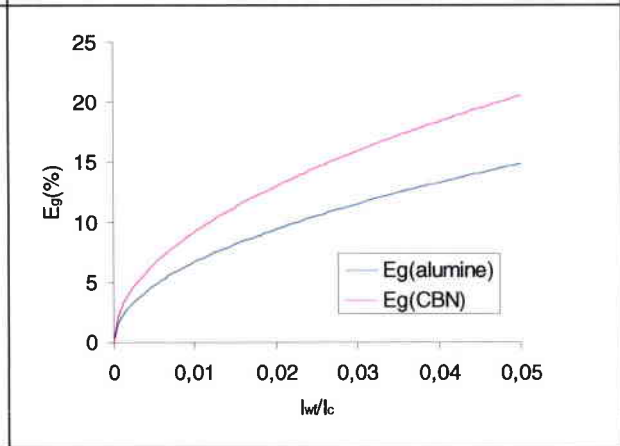


Figure 2.47 : Influence du rapport l_{wf}/l_c sur le coefficient d'erreur E_g pour $\epsilon_{cw} = 1$

Une des hypothèses du modèle précédent est l'égalité de la température de la surface de la feuille de constantan et de celle de la pièce avant passage du grain. Cette condition est vérifiée pour les premiers grains entrant en contact avec la feuille car sa température est voisine de la température ambiante lorsque le nombre de Peclet est élevé. S'il y a création d'une jonction suite aux déformations plastiques engendrées par le grain, la conduction longitudinale tend à réduire l'écart entre la température à la surface de la feuille $T_{c,wf}^g$ et celle de la pièce $T_{w,wf}^g$. Cependant, celle-ci est limitée par les feuilles de mica et le faible nombre de jonction le long

de la feuille. La partie qui suit va permettre d'évaluer les échanges de chaleur au voisinage de la jonction du capteur lorsqu'il n'est pas soumis à l'action directe d'un grain à sa surface.

II.7 Modification de la température de fond au voisinage de la jonction

Afin de mieux comprendre les échanges thermiques locaux au voisinage de la jonction, plusieurs configurations ont été simulées en se plaçant dans des conditions dynamiques rapides pour lesquelles le nombre de Peclet est égal à 45 (vitesse de la source mobile maximale : $V_w = 300$ mm/s) (Figure 2.48).

- La réduction de l'épaisseur de la feuille de mica de 10 (courbe bleue T_{c1}) à 5 μm (T_{c5} courbe noire) permet de réduire le déphasage temporel mais ne modifie pas sensiblement l'amplitude des maxima de température.
- La prise en compte d'une jonction unilatérale d'une épaisseur de 2 μm favorise la conduction pièce/électrode, le maximum de température se rapproche de celui atteint en régime quasi stationnaire.
- L'absence de flux q^c à la surface de la feuille fait apparaître un retard de la température T_c par rapport à l'état stationnaire. La température maximale $T_{c\text{maxi}}$ devient inférieure à T_{qs} que ce soit en présence (courbe verte) ou en l'absence d'une jonction (en jaune).

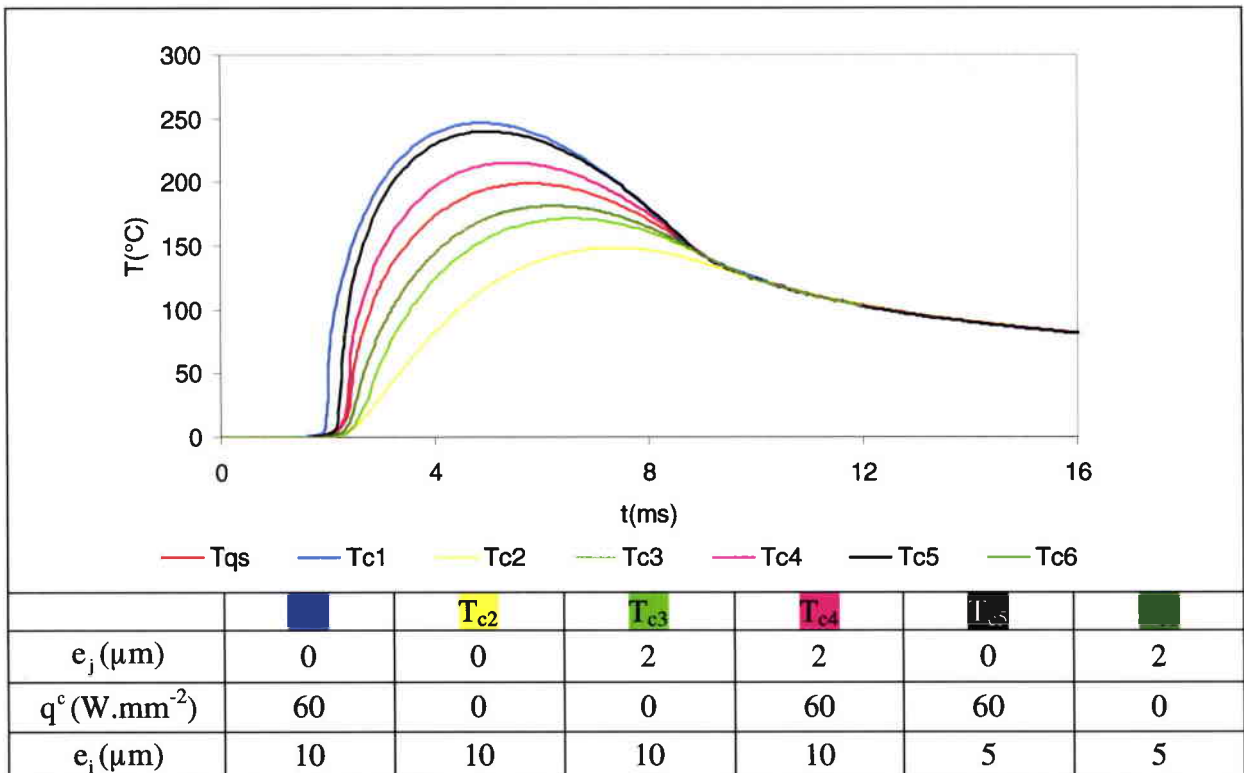


Figure 2.48 : Evolution de la température à la surface de l'électrode pour différentes configurations et conditions aux limites : $V_w = 300$ mm/s, $l_e = 2$ mm, $q_m^w = 30$ W/mm²

le profil de température, directement à l'interface meule/pièce, dépend étroitement des conditions imposées à la surface de l'électrode mais cette sensibilité est plus faible avec la prise en compte d'une jonction entre la pièce et la feuille.

La Figure 2.49 représente le champ de température dans la pièce à différents instants. La barrière thermique introduite par les feuilles de mica est clairement visible.

On reprend donc la modélisation par éléments finis effectués précédemment en considérant que la surface de la feuille est adiabatique afin de distinguer l'augmentation de la température de la feuille par conduction longitudinale et celle liée à l'action des grains à la surface de l'électrode. Notons que la coupure du flux sur $30\ \mu\text{m}$ pour une pièce homogène sans capteur n'affecte quasiment pas le profil de température. La Figure 2.50 définit différentes températures nécessaires à l'étude :

- T_{am} est la température de la pièce près de la surface mica/pièce rectifiée
- T_c est la température moyenne de la surface de la feuille de constantan sur une épaisseur de $2\ \mu\text{m}$.
- T_j température de la jonction intermédiaire entre T_c et T_{am}

T_{am} , T_c et T_j sont différentes de la température vraie T_{qs} en raison de la modification des échanges thermiques au voisinage de la jonction. La température mesurée est intermédiaire entre T_{am} et T_c et dépend des conditions de rectification (vitesse V_w , longueur de contact l_c , flux, type de meule etc...) et de la qualité des microcontacts obtenues par déformation plastique entre la feuille et la pièce. Le mica ayant une conductivité thermique très faible par rapport à celles de l'acier et du constantan, il y a apparition d'un phénomène de microstriction qui fait converger les lignes de flux vers les microcontacts entre la feuille et la pièce.

Ce phénomène ne peut être décrit par le modèle bidimensionnel choisi. Nous supposons un contact parfait sur les surfaces de contact des feuilles de mica, ce qui est justifié par l'effort de serrage localisé sur les 3 feuilles et la faible rugosité (inférieure à $0,1\ \mu\text{m}$) des surfaces intérieures du capteur. Deux modèles seront étudiés :

- Le modèle sans jonction permet de déterminer la température d'équilibre de la feuille de constantan dans le cas d'une résistance de contact élevée ou loin d'une jonction.
- Le modèle matérialisant la jonction donnera des informations sur la température mesurée avec de bonnes conditions de contact.

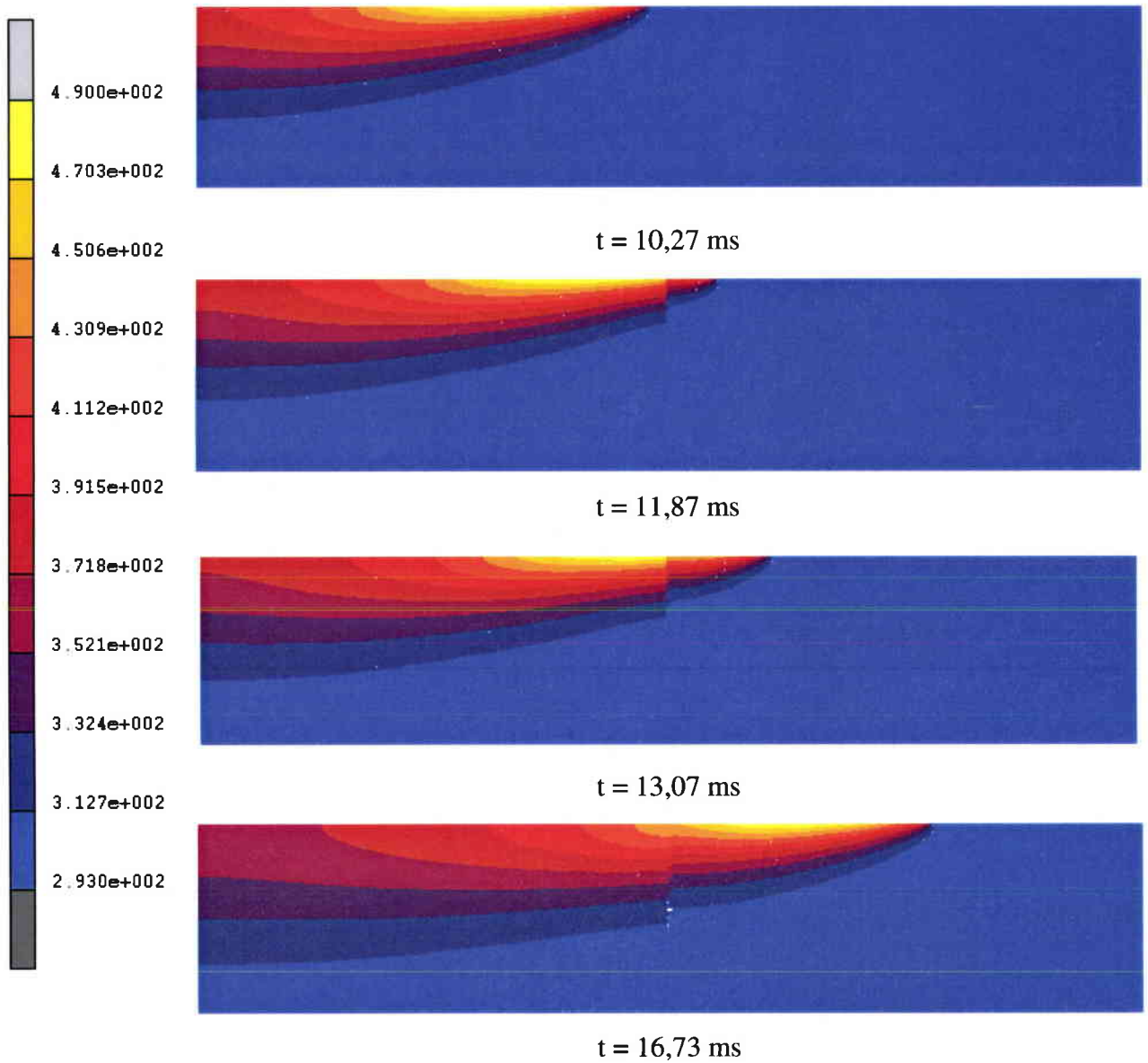


Figure 2.49 : Représentation du champ de température en K dans le capteur à différents instants pour $V_w = 300 \text{ mm/s}$, $q_m^w = 30 \text{ W/mm}^2$, $e_c = 5 \text{ }\mu\text{m}$, $e_j = 2 \text{ }\mu\text{m}$

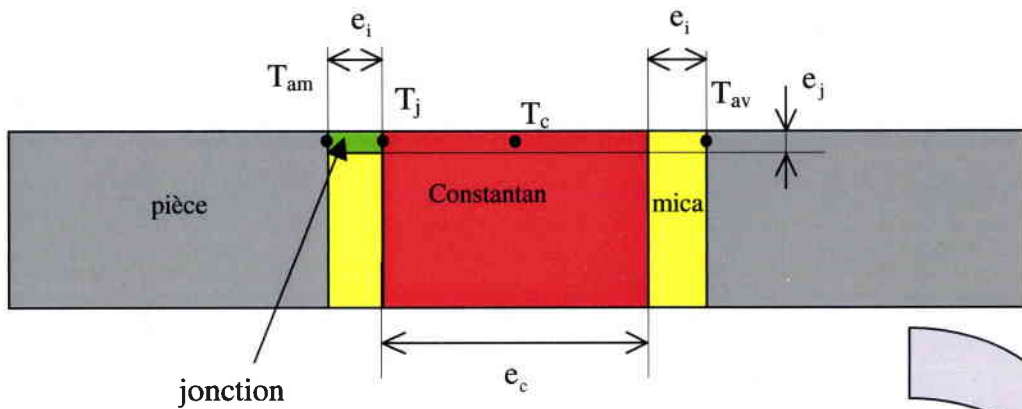
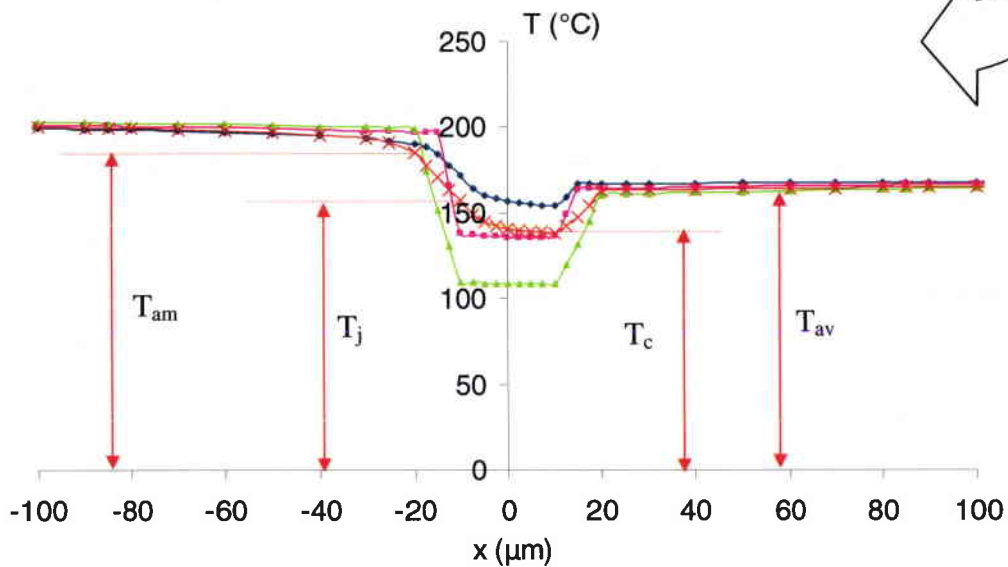


Figure 2.50 : Définition des température T_{amb} , T_{av} , T_j et T_c



- $T(x)$ pour $e_j = 2 \mu\text{m}$ et $e_i = 5 \mu\text{m}$
- $T(x)$ pour $e_j = 0 \mu\text{m}$ et $e_i = 5 \mu\text{m}$
- $T(x)$ pour $e_j = 0 \mu\text{m}$ et $e_i = 10 \mu\text{m}$
- $T(x)$ pour $e_j = 2 \mu\text{m}$ et $e_i = 10 \mu\text{m}$

Figure 2.51 : Discontinuité en température à la surface du capteur à $t = 13,07 \text{ ms}$ pour :
 $V_w = 300 \text{ mm/s}$, $q_m^w = 30 \text{ W/mm}^2$, $e_i = 5-10 \mu\text{m}$, $e_j = 0 - 2 \mu\text{m}$

Dans le cas d'un contact parfait, le coefficient d'erreur est :

$$E_{f \min} = E_f(e_j = 2 \mu\text{m}) = \frac{T_j - T_{qs}}{T_{qs}} \quad (2.59)$$

Dans les conditions simulées, la température vraie maximale T_{qs} est inférieure à T_j de 8 % pour une épaisseur de mica de 5 μm et de 10 % pour 10 μm .

La surface exacte de contact de la feuille avec la pièce évolue pendant la rectification et l'observation de la surface du capteur montre moins de 5 % de la largeur de la feuille est contact avec la pièce. L'erreur relative maximale de finesse sur la température de font est obtenue pour une épaisseur de jonction tendant vers 0 :

$$E_{f_{\max}} = E_f (e_j \rightarrow 0 \mu\text{m}) = \frac{T_c - T_{qs}}{T_{qs}} \quad (2.60)$$

La discontinuité de température liée à l'isolation thermique du mica atteint 18 % de T_{qs} pour une épaisseur de mica de 5 μm et 25 % pour 10 μm pour la vitesse $V_w = 300 \text{ mm/s}$ et une longueur de contact $l_e = 2 \text{ mm}$. Une variation de flux q_w peut modifier légèrement ces rapports en fonction de l'évolutions des propriétés thermophysiques du constantan et de l'acier. Il est normal que la température de la feuille T_c soit inférieure à celle atteinte en quasi stationnaire car nous avons considéré la surface adiabatique. L'échauffement de la feuille lié à l'action cumulée de tous les grains directement à la surface va nécessairement réduire l'écart entre T_{qs} et T_j . L'étude locale à la surface de la feuille a montré que le grain imposait une température légèrement supérieure avec une erreur maximale de 10 %. Le chargement thermique constitué d'une succession d'impulsions n'est pas modélisable par une source de chaleur continue. Nous comprenons donc que l'avantage du thermocouple rectifiable qui est de mesurer la température directement à l'interface pose des difficultés sur l'interprétation du signal car il reflète la complexité du procédé.

II.8 Bibliographie du chapitre 2

- [2.1] G. ASCH, "Les capteurs en instrumentation industrielle", Dunod.
- [2.2] S. PAUL, A. B. CHATTOPADHYAY, 1995, "Determination and Control of Grinding Zone Temperature under Cryogenic Cooling", Int. J. Mach. Tools Manufact. Vol 36, No 4.
- [2.3] I. P. KARAIM, 1978, "Grinding Temperature measurement using a thermalelectrode", Russian Engineering Journal, Vol. 50, N° 5, pp 89-90.
- [2.4] W. B ROWE, S. C. E. BLACK, B. MILLS, 1996, "Temperature Control in CBN Grinding", The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, Vol 12, pp 387-392.
- [2.5] J. VERKERK, 1975, "The real contact length in cylindrical plunge grinding", Annals of the CIRPS, Vol. 24, pp 259-264.
- [2.6] J. PEKLENIK, 1957, "Ermittlung von geometrischen und physikalischen kenngrößen für die grundlagenforschung des schleifens", dissertation.
- [2.7] T. KURIYAGAWA, K. SYOJI, H. OHSHITA, 2003, "Grinding temperature within contact arc between wheel and workpiece in high-efficiency grinding of ultrahard cutting tool materials", Journal of Materials Processing Technology, pp. 40-47.
- [2.8] W.B ROWE, M. N MORGAN, S.C. BLACK , 1997, "Validation of thermal Properties in Grinding", Annals of the CIRP, Vol. 47, p 275-279.
- [2.9] W.B. ROWE, S. C. E. BLACK, B MILLS, 1995, "Experimental Investigation of Heat Transfer in Grinding", Annals of the CIRP, Vol.44, p 329-332.
- [2.10] J. F SACADURA, "initiation aux transferts thermiques".
- [2.11] F. LANZETTA, Y. BAILLY, L. THIERRY, "Les microthermocouples, micromesures appliquées à la convection", Journée d'études de la SFT.
- [2.12] H.S CARLSRAW ET J.C JAEGER, "Conduction of heat in solid", Clarendon Press, Oxford, England 1947.
- [2.13] C. GUO, S. MALKIN, 1995, "Analysis of Transient Temperature in grinding », Journal of Engineering for Industry", Vol. 117, pp 571-577.
- [2.14] A.S LAVINE, 2000, "An exact solution for surface temperature in down grinding", International Journal of Heat and Mass Transfer", pp 4447-4456.

III Détermination expérimentale et numérique du flux global absorbé par la pièce et du coefficient de répartition

III.1 Dispositif Expérimental

Les machines utilisées sont des rectifieuses planes par balayage. Une photo d'une des machines utilisées pour les essais est donnée sur la Figure 3.1. Le bon fonctionnement du capteur, représenté sur la Figure 3.2, nécessite un isolement électrique par rapport à la machine. Pour l'étude globale, la feuille de constantan a une largeur de 1,5 mm. Les meules utilisées sont des meules vitrifiées plates 3SG46HVS de diamètre variant entre 200 mm et 300 mm. Le grain a un diamètre moyen d'environ 325 μm et le grade H représentant la dureté de la meule lui confère un module d'élasticité de 20 Gpa. Les volumes spécifiques de grain, de liant sont respectivement 48 %, 6 % et la porosité de 46 %. La meule est dressée grâce à un dresseur diamant monopointe. L'avance par tour est $f_d = 0,15 \text{ mm/tr}$ et la profondeur de passe au diamantage est $a_d = 10 \mu\text{m}$.

Le capteur est monté sur une table dynamométrique Kistler 6 composantes (résultantes et moments) permettant la mesure de l'effort normal et de l'effort tangentiel. L'amplificateur de charge est relié à une carte d'acquisition 6024E à 8 voies permettant une fréquence d'échantillonnage maximale de 200 kHz. Cette carte a été utilisée pour l'analyse globale. La mesure de température est effectuée grâce un conditionneur de signal National Instrument équipé d'un module 1100, 32 voies avec boîtier de compensation de soudure froide. Celui-ci est relié à une autre carte plus performante 6071E 32 voies différentielles et une fréquence d'échantillonnage maximale de 1,25 MHz qui sera utilisée pour l'analyse thermique locale. Ces deux cartes, installées dans le même PC, permettent l'acquisition simultanée de la température et des efforts de coupe.

Les premiers essais effectués avec le capteur ont permis de tester sa répétabilité au cours de différentes conditions de rectification. Le travail est réalisé à sec en opposition et la meule est diamantée à chaque changement de conditions de rectification, c'est à dire toutes les 10 passes. L'acquisition est effectuée à la première passe et la profondeur de passe réelle est déterminée grâce à la technique de la marche qui permet de s'affranchir de l'incertitude de remise en position de la machine suivant l'axe vertical. Nous avons utilisé pour la mesure de la profondeur de passe réelle un comparateur au micron. Une phase de planage est réalisée après chaque essai afin d'enlever la totalité de la profondeur de passe nominale a_n .

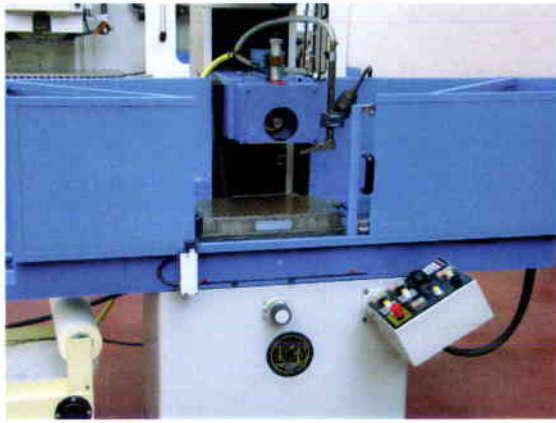


Figure 3.1 : Photo de la rectifieuse plane

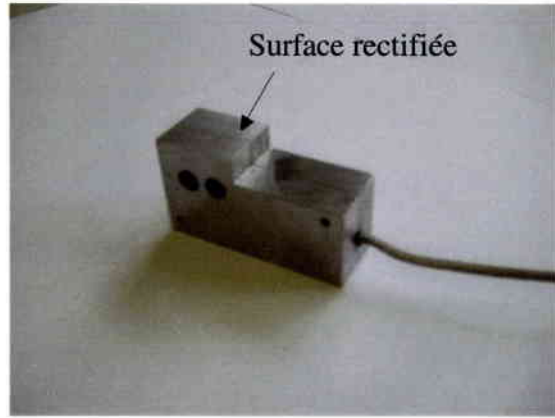


Figure 3.2 : Photo du capteur en C45

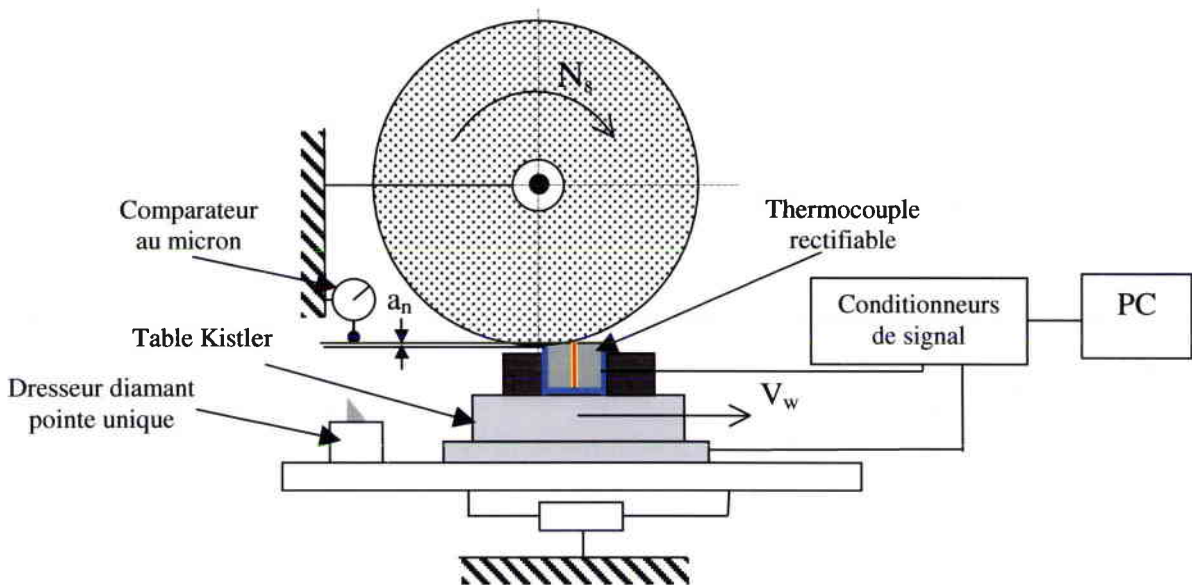


Figure 3.3 : Dispositif expérimental en rectification plane

III.2 Méthodologie de détermination du flux global absorbé par la pièce

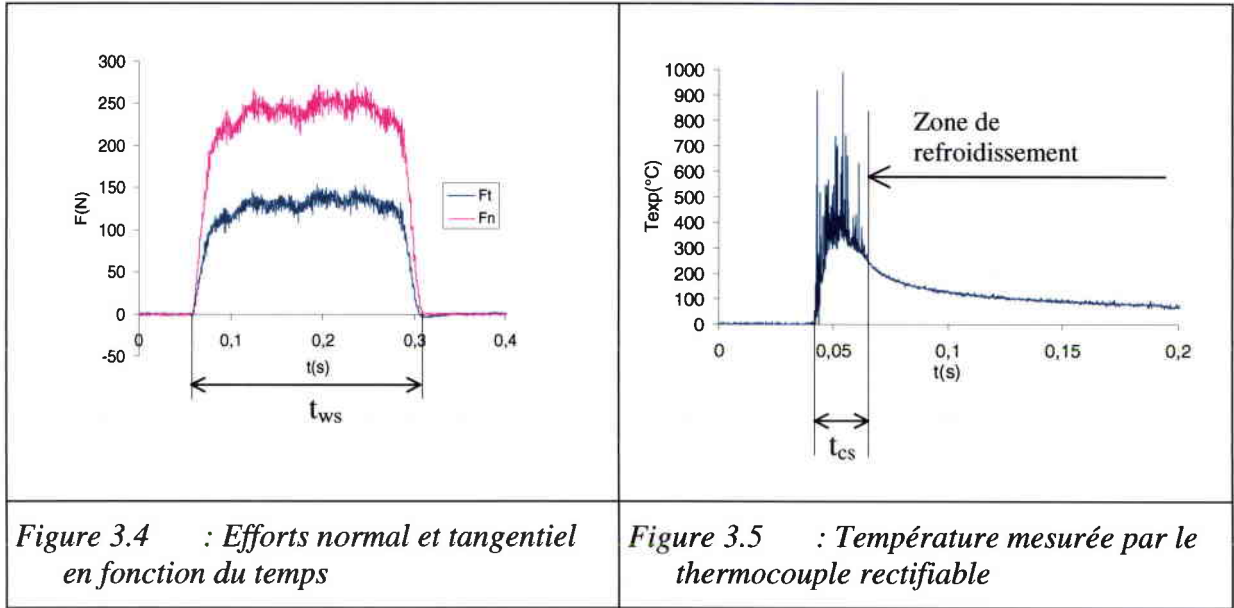
Les courbes de la Figure 3.4 représentent l'évolution des efforts tangentiel et normal en fonction du temps pour une vitesse d'avance V_w de 107 mm/s et une profondeur de passe nominale de 20 μm . On note que les efforts de coupe présentent une harmonique à 25 Hz qui correspond à la fréquence de rotation de la meule et à la présence d'un balourd résiduel. Nous montrerons que la variation de l'effort tangentiel peut engendrer une variation locale de la puissance totale et donc de la température moyenne au niveau de la jonction du capteur. Pour cette raison, nous avons déterminé l'effort tangentiel moyen sur toute la durée du contact meule/capteur (en dehors des phases d'entrée et de sortie en matière). L'incertitude sur ces

CHAPITRE 3 : Détermination expérimentale et numérique du flux global absorbé par la pièce et du coefficient de répartition

efforts est quantifiée par l'écart type sur le signal filtré à 50 Hz. A partir de l'effort tangentiel moyen, il est possible de déterminer la puissance totale consommée par le procédé de rectification. Pour une rectification en opposition, celle-ci a pour expression :

$$P_t = F_t (V_s + V_w) \quad (3.1)$$

La vitesse à prendre en compte est la vitesse de glissement de la surface d'un grain par rapport à la pièce. La température mesurée par le capteur rectifiable (Figure 3.5) montre que la température augmente très rapidement (25000 °C/s) puis décroît dans la phase de refroidissement. Les pics du signal liés à l'action des grains disparaît ce qui signifie que la meule n'est plus en contact avec la jonction du thermocouple.



La durée t_{ws} du contact meule/pièce s'obtient grâce aux courbes d'effort (Figure 3.4). La courbe de la Figure 3.5 montre que l'action des grains à la surface de la feuille laisse apparaître des flashes de température. Cette phase particulière permet d'estimer la durée t_{cs} du contact entre la meule et la feuille de constantan. A partir de ces deux durées, on peut déterminer la vitesse de la table V_w et la longueur de l'arc de contact réel l_e . Soit l_{wt} la longueur totale du capteur rectifié, le temps de contact meule/pièce a pour expression :

$$t_{ws} = \frac{l_{wt} + l_e}{V_w} \quad (3.2)$$

La longueur de contact meule/pièce est :

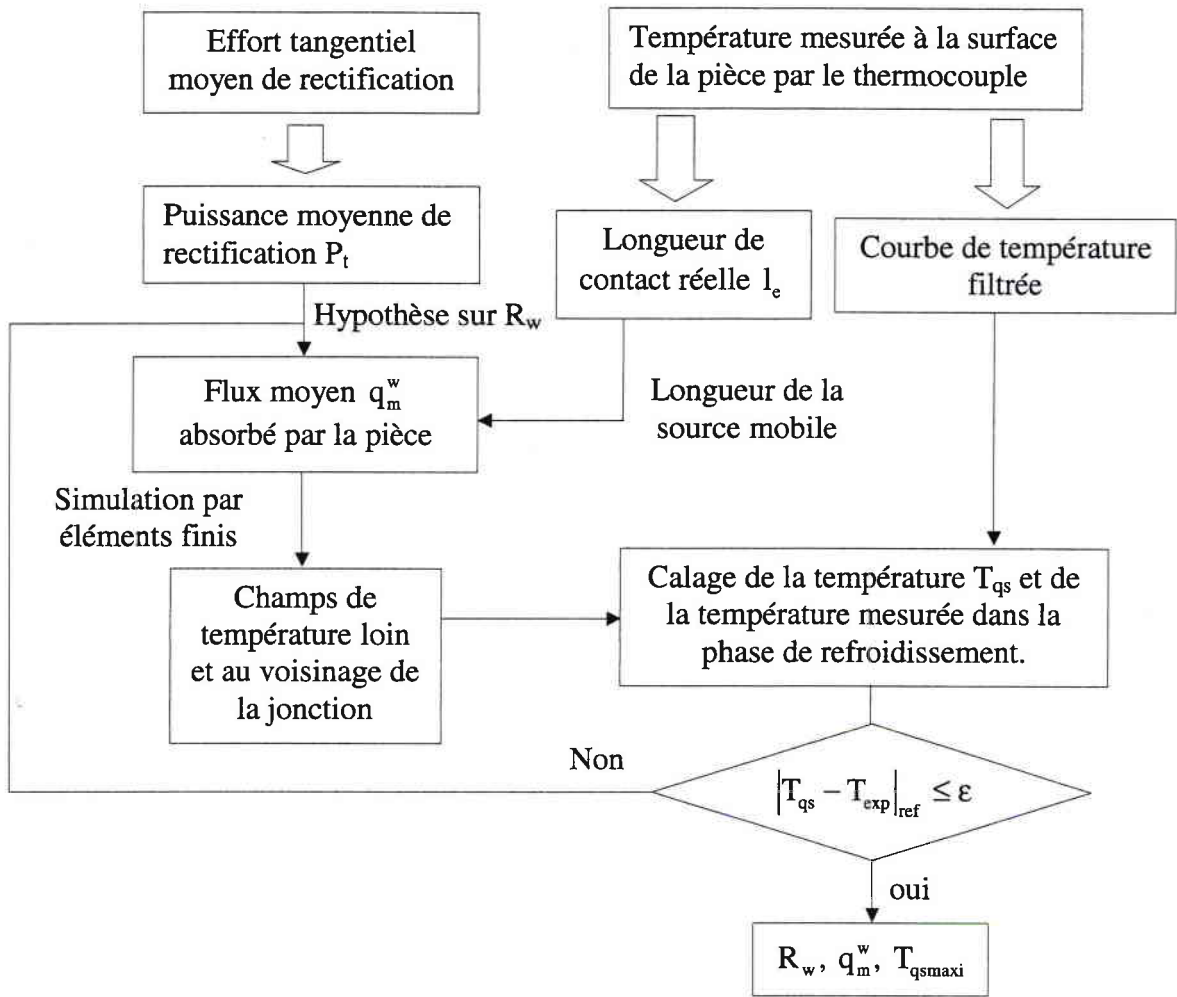
$$l_e = V_w t_{cs} \quad (3.3)$$

On en déduit la vitesse d'avance V_w :

$$V_w = \frac{l_{wt}}{t_{ws} - t_{cs}} \quad (3.4)$$

CHAPITRE 3 : Détermination expérimentale et numérique du flux global absorbé par la pièce et du coefficient de répartition

Nous présentons la méthodologie pour la détermination du flux et du coefficient répartition :



III.3 Répétabilité et fiabilité de la technique de mesure

Nous allons définir la répétabilité et la fiabilité du capteur sur 10 essais effectués dans les mêmes conditions de rectification. Il arrive que la jonction ne résiste pas dans la phase de refroidissement (pression de contact insuffisante pour les faibles vitesses d'avance, perte du contact pièce/feuille par rétraction lors du refroidissement à cause de la différence de coefficient de dilatation du mica et de l'acier, vibrations etc ...), certaines acquisitions n'ont donc pas pu être exploitées. Comme le montre la Figure 3.6, L'effort tangentiel (comme l'effort normal) et, par conséquent, la puissance totale, fluctuent aléatoirement d'un essai à l'autre en raison de la variation de la profondeur de passe, de l'évolution du profil de la meule (ouverture, encrassement etc...). L'étude porte sur la répétabilité de la mesure de température et il est donc nécessaire de s'en affranchir en normalisant celle-ci par rapport à la puissance moyenne sur les n essais effectués. On notera qu'une variation de la profondeur de passe peut

CHAPITRE 3 : Détermination expérimentale et numérique du flux global absorbé par la pièce et du coefficient de répartition

engendrer une variation du temps de contact t_{cs} mais cet effet est deux fois plus faible (l'arc de contact varie en fonction de la racine carrée de la profondeur de passe) et sera intégrée dans l'incertitude de la méthode expérimentale.

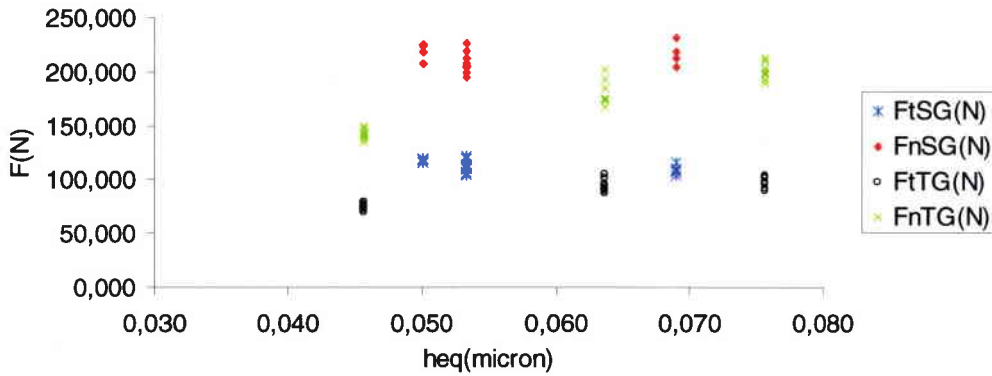


Figure 3.6 : Evolutions des efforts moyens de rectification en fonction de l'épaisseur équivalente de copeau

La superposition des courbes a été effectuée en se basant sur le front montant lié au premier grain détecté par le capteur. Sur le graphe de la Figure 3.7, nous avons filtré les 5 signaux à une fréquence de 1 kHz et fixé le front montant à 5°C . La technique de traitement du signal doit permettre la suppression des flashes de température afin d'obtenir un seul maximum de température qui pourra être comparé à celui issu du modèle d'une source triangulaire continue. Pour les conditions de rectification choisie, l'application d'un filtre passe bas à une fréquence de coupure de 100 hz permet d'atteindre cet objectif.

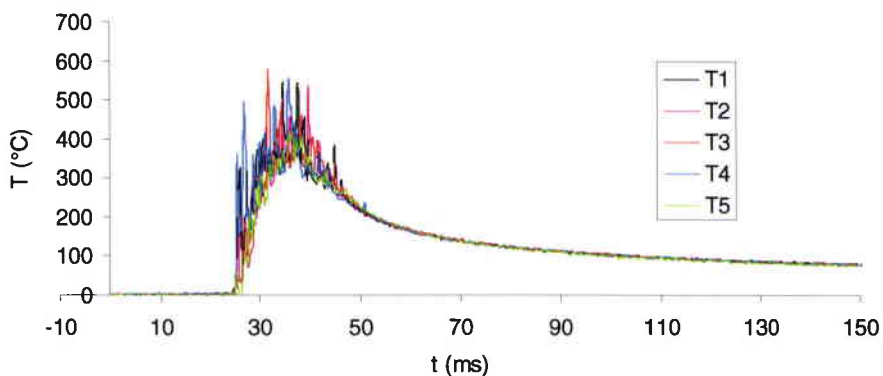


Figure 3.7 : Superposition de 5 signaux normalisés filtrés à 1 kHz obtenus pour une vitesse V_w de 107 mm/s et une profondeur de passe réelle de $16 \mu\text{m}$

CHAPITRE 3 : Détermination expérimentale et numérique du flux global absorbé par la pièce et du coefficient de répartition

La Figure 3.7 montre une très bonne superposition des différentes courbes de refroidissement sur les 5 essais effectués. Si on suppose les n essais indépendants, l'évolution temporelle de l'écart type expérimental sur les n essais (Figure 3.8) montre qu'il atteint des valeurs élevées d'une centaine de degrés pour le signal brut alors qu'il reste inférieur à 50°C pour un signal filtré à 100 Hz. Dans la zone de refroidissement, il atteint 3°C pour le signal brut et 1,5°C pour le signal filtré.

L'incertitude sur la température maximale moyenne \bar{T}_{max} peut être évaluée à partir de la variance expérimentale [3.2] définie par :

$$s_{\bar{T}_{max}}^2 = \frac{1}{n(n-1)} \sum_{i=1}^n (T_{i,max} - \bar{T}_{max})^2 \quad (3.5)$$

et l'incertitude (ou intervalle de confiance) sur la valeur moyenne de la température maximale sur les n essais est :

$$\Delta \bar{T}_{max} = \pm s_{\bar{T}_{max}} t_{n-1,P} \quad (3.6)$$

ou $t_{n-1,P}$ est le coefficient de Student, n le nombre de mesures et P le niveau de confiance que l'on prendra égal à 95 %.

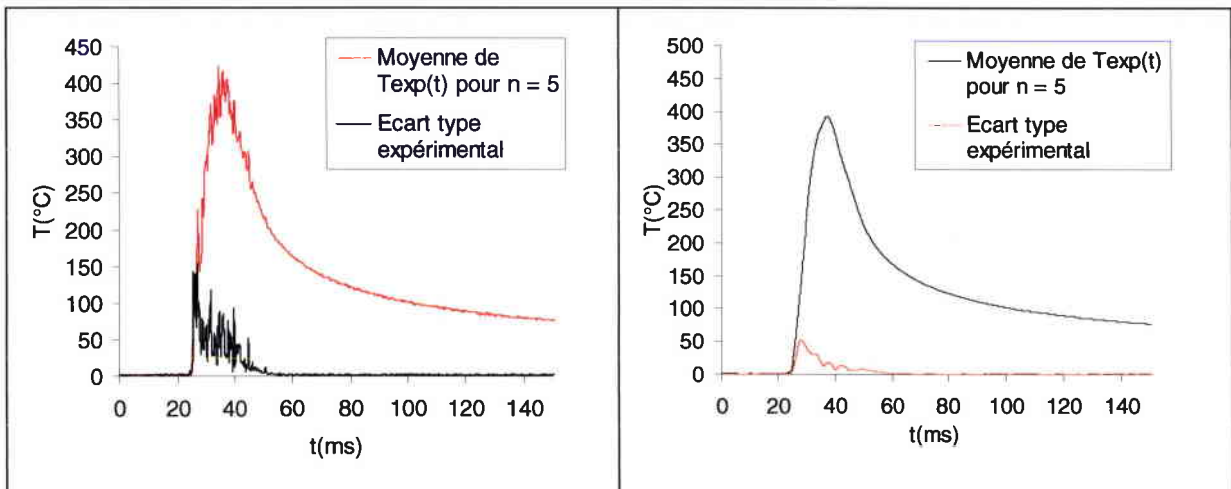


Figure 3.8 : Température moyennée et écarts types expérimentaux (n = 5) pour le signal filtré à 1 kHz et pour le signal filtré à 100 Hz

D'autres essais ont été effectués en modifiant la profondeur de passe, la vitesse d'avance et le type de meule. Une meule de référence 1TGP46GVX comporte 10 % d'abrasifs TG (grain long en céramique dont la longueur est égale à 4 fois le diamètre) et 90 % d'abrasifs en alumine. Le grade G lui confère un comportement plus tendre utilisé pour des opérations de rectification d'ébauche. Celle-ci permet une prise de passe jusqu'à 100 μm alors que la meule

CHAPITRE 3 : Détermination expérimentale et numérique du flux global absorbé par la pièce et du coefficient de répartition

SG est conseillée pour un travail de finition avec des profondeurs de passe maximale de 20 à 30 μm .

Les incertitudes sur la mesure de température sont représentées sur la Figure 3.9 :

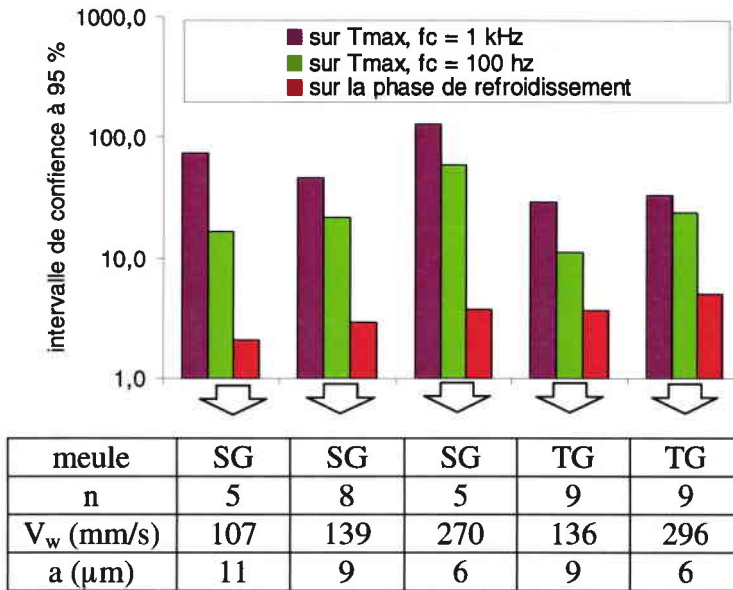


Figure 3.9 : Intervalles de confiance de la mesure de température dans différentes conditions de rectification (échelle logarithmique)

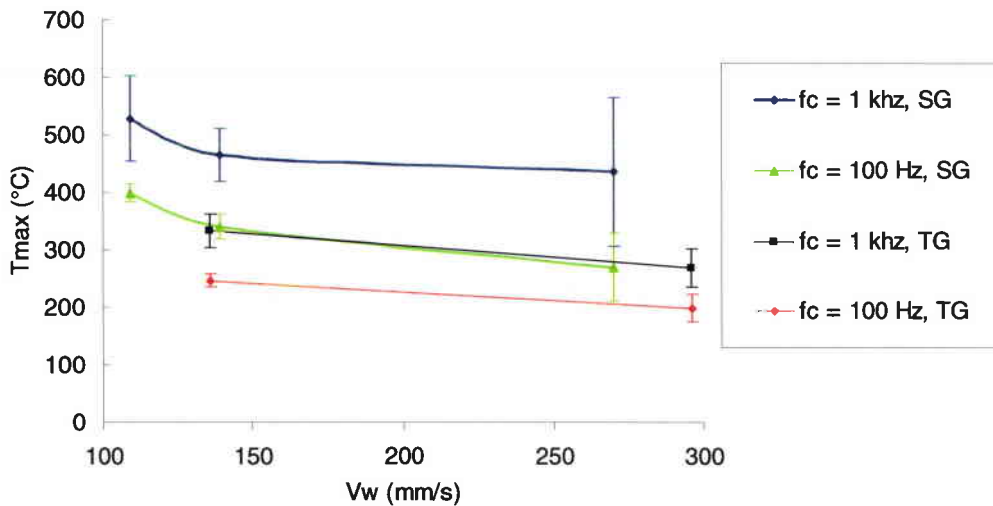


Figure 3.10 : Evolution des températures maximales et intervalles de confiance à 95 % pour différentes fréquences de coupure

L'histogramme de la Figure 3.10 indique des intervalles de confiance relativement larges pour la température maximale calculée avec un filtre à 1 kHz. Ces incertitudes sont plus élevées pour les grandes vitesses d'avance en raison du plus faible nombre de grains en contact à

CHAPITRE 3 : Détermination expérimentale et numérique du flux global absorbé par la pièce et du coefficient de répartition

l'interface meule/pièce et d'un temps de contact t_{cs} plus faible. Nous reviendrons sur ce point par la suite.

En revanche, l'incertitude sur la moyenne des températures maximales obtenue avec un filtre ayant une fréquence de coupure à 100 Hz, est plus faible avec des valeurs comprises entre 16 et 60 °C. Dans la phase de refroidissement, l'incertitude moyenne (sur une durée de 100 ms à partir de l'instant de la perte du contact meule/feuille) est nettement plus faible et atteint une valeur maximale de 6 °C. En supposant les 36 mesures indépendantes et une erreur purement d'origine statistique (ou aléatoire), l'écart type expérimental moyen sur la température maximale atteinte fournit une information sur la variance σ^2 de la technique de mesure de la température maximale dans différentes conditions de rectification pour une gamme de température définie entre 200 et 400 °C. Celle-ci vaut 60 °C pour $f_c = 1$ khz et 26 °C pour $f_c = 100$ Hz. Cependant la signification de ces écarts type moyens est relatif compte tenu du changement des conditions de rectification. On peut se contenter de définir des intervalles :

Pour un signal filtré à 1 kHz : $\sigma_{\min} = 38^\circ\text{C}$ et $\sigma_{\max} = 104^\circ\text{C}$

Pour un signal filtré à 100 Hz : $\sigma_{\min} = 16^\circ\text{C}$ et $\sigma_{\max} = 48^\circ\text{C}$

Pour la phase de refroidissement : $\sigma_{\min} = 2^\circ\text{C}$ et $\sigma_{\max} = 5^\circ\text{C}$

La précision de ces incertitudes est de l'ordre de 25 % pour un nombre d'essais compris entre 5 et 10.

Ces variances intègrent une composante procédé directement en rapport avec la technique de mesure. Les plus faibles incertitudes sur la température $\bar{T}_{\max}(f_c = 100 \text{ hz})$ et surtout dans la phase de refroidissement montrent que le capteur effectue une intégration correcte des quantités d'énergie fournies par l'ensemble des grains actifs à l'interface meule/pièce. Cependant sa sensibilité à l'action d'un grain rend difficile l'interprétation et la détermination de la température à l'interface. On peut se contenter de ce type de traitement rapide, pour avoir une estimation de la température maximale atteinte mais il ne permet pas de distinguer clairement la température de fond T_{wb} et la température du grain T_{wf} .

Nous allons, à présent, déterminer le temps de contact t_{cs} et en déduire la longueur de l'arc de contact meule/pièce.

III.4 Détermination de l'arc de contact réel

L'arc de contact réel est très important en rectification car il conditionne la valeur du flux de chaleur à la surface de la pièce. Les différentes études montrent que la longueur de contact est

CHAPITRE 3 : Détermination expérimentale et numérique du flux global absorbé par la pièce et du coefficient de répartition

nettement supérieure à la longueur de contact géométrique. Le rapport des longueurs de contact $R_1 = l_e/l_g$ varie entre 1,5 et 4 en fonction des différents paramètres de rectification. Les flashes de température liés à l'action des grains à la surface de l'électrode permettent de déterminer l'arc de contact meule/pièce. Cette technique a été utilisée par Verkerk [3.1] en rectification cylindrique. Grâce à un fil de platine de 0,1 mm de diamètre, il étudie l'influence de la taille du grain, de la structure et du matériau usiné (C45 et 100C6) sur la déformation de la meule et la densité de grains actifs. Il montre que R_1 varie peu en fonction de la taille du grain (36, 46 et 60) pour le 100Cr6 et le C45. La sensibilité à la dureté (J,L et N) de la meule dépend de la dureté du matériau rectifié et de sa ductilité : elle est plus importante pour le C45 que pour le 100Cr6 qui est plus dur et moins ductile. C'est pour des débits spécifiques Z'_w compris entre 1 et 12 mm³/(mm.s) que la vitesse d'avance V_w a le plus d'influence sur la déformation de la meule. Celle-ci est d'autant plus importante que la vitesse d'avance est élevée. A partir d'un rapport V_s/V_w supérieur à 200, la longueur de contact réelle est quasiment égale à la longueur de contact géométrique. V Zhou et Luttervelt ont développé la méthode APS (Applied Power Source) [3.3] consistant à injecter une puissance aux bornes d'un circuit constitué de la pièce et d'une feuille de chrome. La tension mesurée est proportionnelle au nombre de grains en contact et au diamètre moyen de contact entre le grain et la pièce. D'autres méthodes post process permettent l'observation des sillons laissés par les grains en interrompant brutalement la coupe [3.4] (Quick stop device). A profondeur de passe constante, une augmentation de la vitesse d'avance engendre une augmentation de R_1 en raison de l'augmentation de l'effort normal. La réciproque n'est pas nécessairement vraie. Qi, Rowe et Mills [3.6] montrent qu'une augmentation de l'effort normal n'entraîne pas nécessairement une augmentation de la longueur de contact. Ce comportement ne peut être justifié par la théorie de Hertz mais peut être expliqué par le facteur de rugosité de la meule. Une meule encrassée ou usée diminue le facteur de rugosité, et une augmentation de l'effort normal est nécessaire pour enlever la même quantité de matière. Un plus faible facteur de rugosité tend à réduire la longueur de contact réelle. Cet effet justifie une longueur de contact deux fois plus faible pour la fonte que pour l'acier C55 malgré un effort normal plus important.

Afin de définir le temps de contact meule/électrode, on applique un filtre passe haut à la fréquence suffisamment haute de manière à supprimer la phase de refroidissement (figure 11).

CHAPITRE 3 : Détermination expérimentale et numérique du flux global absorbé par la pièce et du coefficient de répartition

La durée t_{cs} est déterminée en détectant le premier front montant et le dernier front descendant avec un seuil fixé à 20 °C soit une tension de 5 mV. Ce seuil dépend du niveau de bruit dans la phase de refroidissement.

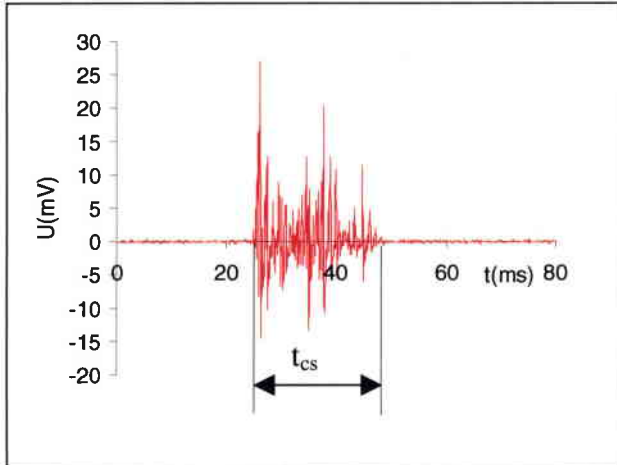


Figure 3.11 : Détermination du temps de contact t_{cs}

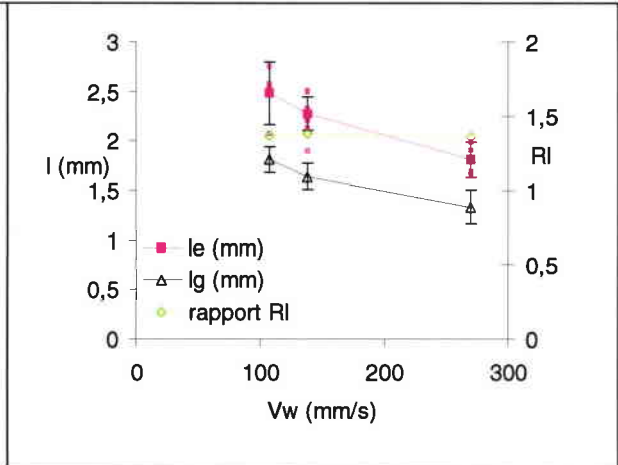


Figure 3.12 : Evolution des longueurs de contact l_e et l_g et du rapport R_l en fonction de V_w pour la meule SG

La longueur de l'arc de contact l_e est obtenu par la relation (3.3).

Les résultats obtenus sur les 18 essais montrent une diminution des arcs de contacts l_e et l_g lorsque la vitesse V_w augmente et que la profondeur de passe diminue. C'est ici la profondeur de passe qui conditionne la longueur de contact réelle puisque l'effort normal est sensiblement constant. L'intervalle de confiance sur la longueur de contact mesurée varie entre 0,14 et 0,3 mm, ce qui est relativement faible. Le rapport R_l est constant et égal à 1,4 ce qui est cohérent par rapport aux valeurs proposées par Verkerk [3.1] pour un rapport minimal des vitesses V_s / V_w égal à 100. Par rapport au résultats donnés par la méthode APS, la longueur de contact est sous estimée. Plusieurs raisons peuvent justifier cet écart :

- La meule venant d'être diamantée, elle a une structure fermée et le facteur de rugosité de la meule peut être faible. Les 10 passes successives ne permettent pas l'ouverture de la meule car les efforts de coupe et l'arc de contact restent sensiblement constant.
- La méthode de mesure du temps de contact ne permet pas la détection des derniers grains frottant à l'interface puisqu'ils entrent dans l'interface à la température ambiante. Les pics de température sont alors d'intensité plus faible. Une erreur systématique est possible et on sous estime alors la durée du contact par rapport à la méthode APS. La

fréquence d'acquisition à 8 kHz ou la sensibilité du capteur ne sont peut être pas suffisantes. Cette hypothèse sera discutée par la suite.

III.5 Détermination du flux absorbé par la pièce et du coefficient R_w

Soit q_m^w le flux moyen absorbé par la pièce, q_m^t généré à l'interface meule /pièce et b la largeur de la pièce égale à la largeur d'engagement, le coefficient de répartition énergétique pour la pièce est :

$$R_w = \frac{q_m^w}{q_m^t} = \frac{q_m^w b l_e}{P_t} \quad (3.7)$$

Il s'agit de déterminer le flux q_m^w en supposant une répartition triangulaire sur la longueur l_e à partir de la température T_{exp} obtenue par le thermocouple rectifiable. La détermination du flux q_m^w à partir de la température de fond maximale atteinte ne paraît pas être la méthode la plus judicieuse pour plusieurs raisons :

- nous avons montré que le maximum de température T_{wb} pouvait être différent du maximum de température mesuré par le capteur en raison de la présence des feuilles de mica et de la sensibilité du capteur à la condition imposée à la surface de la feuille.
- Il est parfois impossible (h_{eq} élevé) de définir le maximum de T_{wb} à cause de l'action des grains en contact avec la surface du capteur comme le montre le graphe de la Figure 3.13.

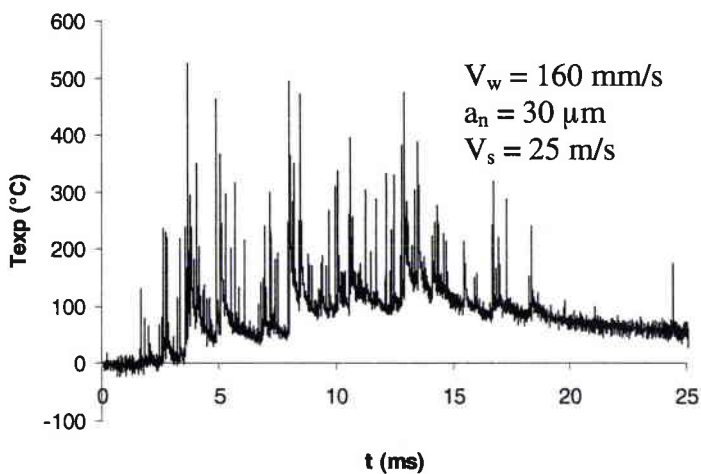


Figure 3.13 : Courbe de température montrant les limites d'une source de chaleur continue et la difficulté pour déterminer la température maximale de fond

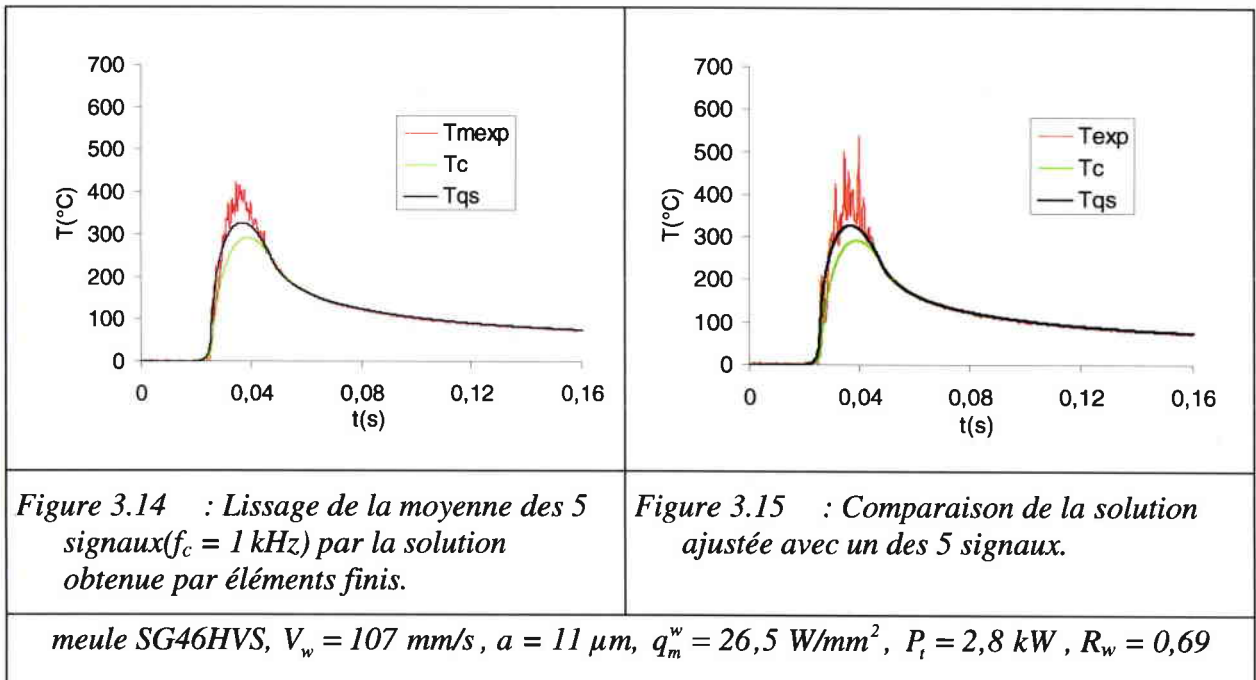
CHAPITRE 3 : Détermination expérimentale et numérique du flux global absorbé par la pièce et du coefficient de répartition

- La simulation a montré que la courbe de refroidissement est indépendante des perturbations liées à l'action des grains et de la condition aux limites imposée sur la feuille.
- L'étude précédente a montré que l'incertitude sur la température maximale pouvait être élevée et dépendait fortement du choix de la fréquence du filtre passe bas.

Nous allons donc déterminer le flux q_m^w absorbé par la pièce en effectuant un lissage à partir de la solution obtenue par élément finis. Les données d'entrée sont les suivantes :

- la mesure de la température T_{mexp} moyenne sur les n essais. On considérera la température filtrée à 1 kHz afin d'éviter tout déphasage de la phase de refroidissement, qui sera utilisée pour la détermination du flux q_m^w .
- l'instant du premier contact meule/capteur qu'on fera coïncider avec le début du contact feuille/source mobile dans le modèle éléments finis.
- la longueur de contact mesurée qui sera considérée comme égale à la longueur de la source mobile

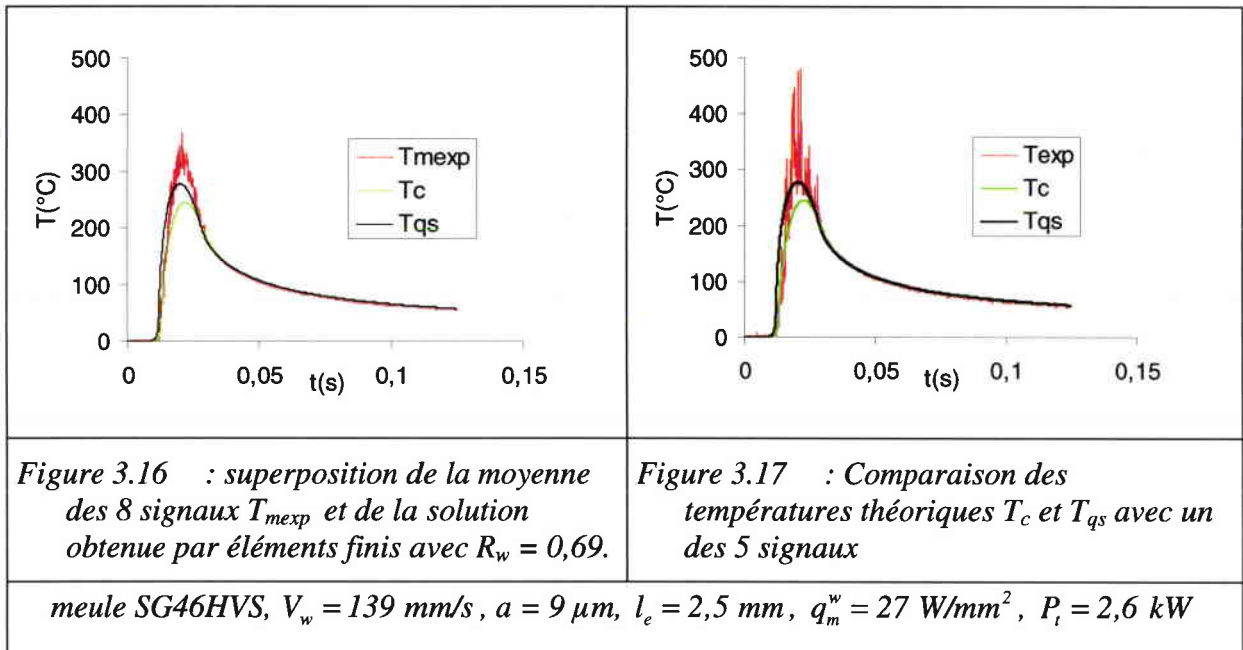
On estime le flux initial en se basant sur la puissance totale de rectification et on obtient le flux q_m^w après plusieurs itérations.



Le premier lissage (Figure 3.14), effectué à partir de la solution numérique T_{qs} , permet de déterminer un flux ainsi que le coefficient de répartition R_w . On note une très bonne qualité de

CHAPITRE 3 : Détermination expérimentale et numérique du flux global absorbé par la pièce et du coefficient de répartition

la régression dans la phase de refroidissement. Les maxima de la température moyenne et de température T_{qs} sont relativement éloignés (278 °C et 393 °C). En revanche, si on superpose T_{qs} et T_c à un signal individuel (Figure 3.16), on remarque que la température T_c à la surface de la feuille de constantan est inférieure à T_{exp} , ce qui est cohérent car le modèle éléments finis suppose la surface de la feuille adiabatique. La forme du flux ne peut pas justifier l'écart observé car une loi parabolique fournit seulement un maximum 5 % plus élevé par rapport à une loi triangulaire. Une longueur de source plus importante aplatit la courbe et ne permet pas d'améliorer le lissage. A partir de la valeur du coefficient de répartition $R_w = 0,69$ (supposé indépendant des conditions de rectification), nous allons comparer les courbes théoriques et expérimentales pour les 4 autres séries d'essais.



Pour une vitesse $V_w = 139 \text{ mm/s}$, la superposition de la solution théorique et la courbe expérimentale (Figure 3.16 et Figure 3.17) est très satisfaisante. Par contre, la 3^{ème} série d'essai avec $V_w = 270 \text{ mm/s}$, montre que T_{qs} et T_c sont légèrement au dessus de la température moyenne mesurée pour $R_w = 0,69$ (Figure 3.18 et Figure 3.19) et les courbes ont été réajustée avec $R_w = 0,65$ (Figure 3.20 et Figure 3.21). On ne peut tirer aucune conclusion sur cette évolution compte tenu des incertitudes de mesures.

CHAPITRE 3 : Détermination expérimentale et numérique du flux global absorbé par la pièce et du coefficient de répartition

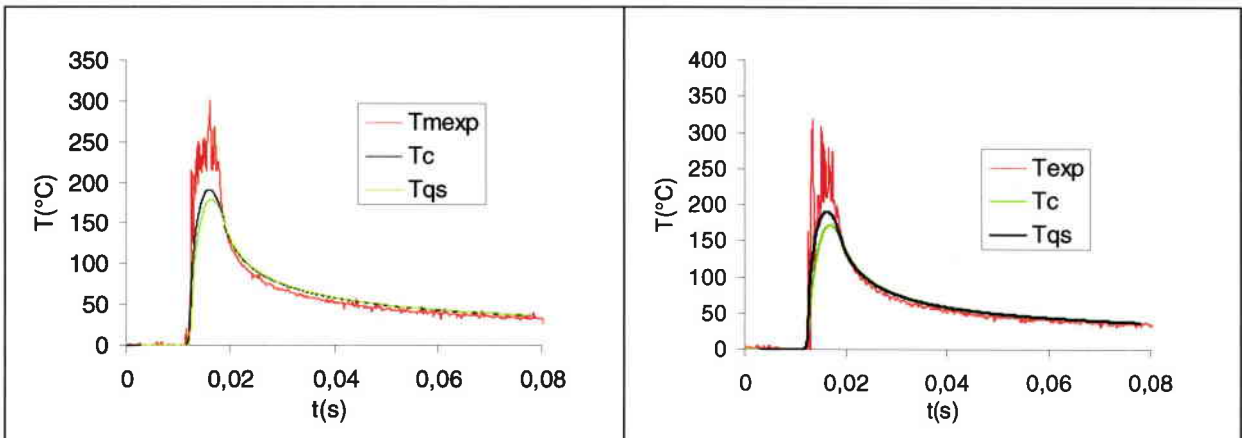


Figure 3.18 : superposition de la moyenne des 5 signaux T_{mexp} et de la solution obtenue par éléments finis avec $R_w = 0,69$.

Figure 3.19 : Comparaison des températures théoriques T_c et T_{qs} avec un des 5 signaux

meule 3SG46HVS, $V_w = 270$ mm/s, $a = 6$ μ m, $l_e = 1,8$ mm, $q_m^w = 32,3$ W/mm², $P_t = 2,5$ kW

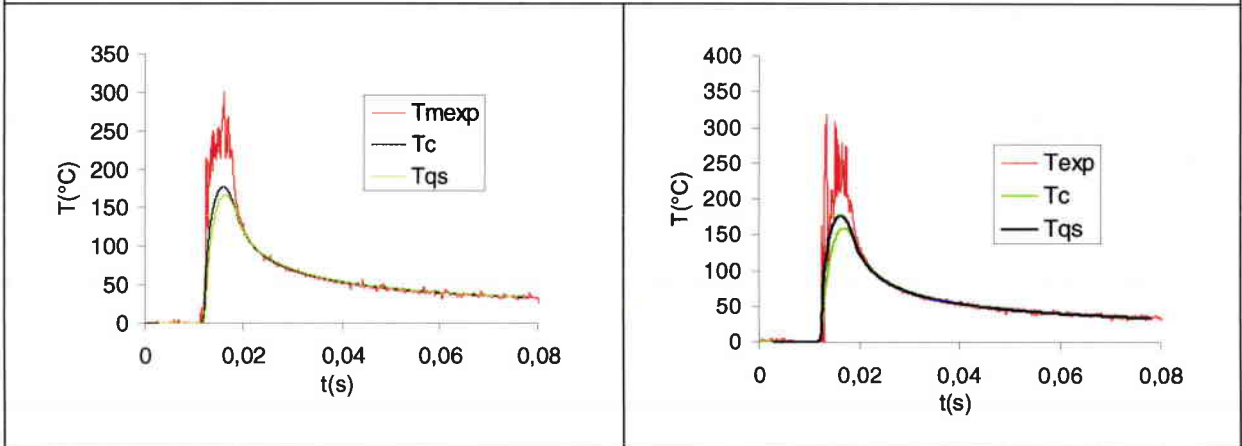


Figure 3.20 : superposition de la moyenne des 5 signaux T_{mexp} et de la solution obtenue par éléments finis avec $R_w = 0,63$.

Figure 3.21 : Comparaison des températures théoriques T_c et T_{qs} avec un des 5 signaux

meule 3SG46HVS, $V_w = 270$ mm/s, $a = 6$ μ m, $l_e = 1,8$ mm, $q_m^w = 30$ W/mm², $P_t = 2,5$ kW

Nous avons déterminé le flux absorbé par la pièce pour les 36 essais effectués en nous basant sur l'arc de contact moyen déterminé précédemment. En considérant les propriétés thermophysiques des matériaux connues avec précision, les sources d'incertitude sur la détermination du flux q_m^w proviennent essentiellement de la température durant la phase de refroidissement et de la connaissance de la longueur de contact l_e qui intervient à nouveau dans la détermination de q_m^t et de R_w .

CHAPITRE 3 : Détermination expérimentale et numérique du flux global absorbé par la pièce et du coefficient de répartition

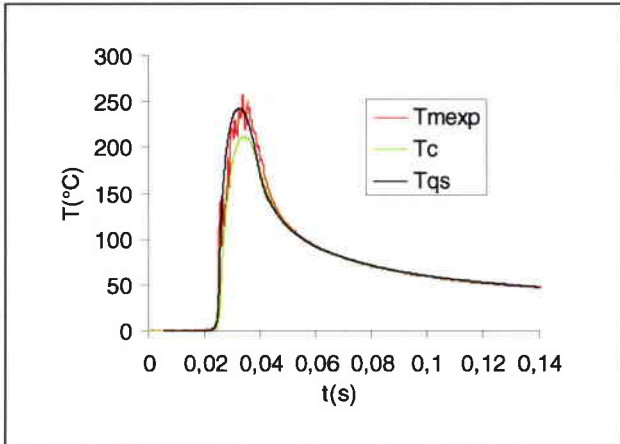


Figure 3.22 : superposition de la moyenne des 5 signaux T_{mexp} et de la solution obtenue par éléments finis avec $R_w = 0,69$.

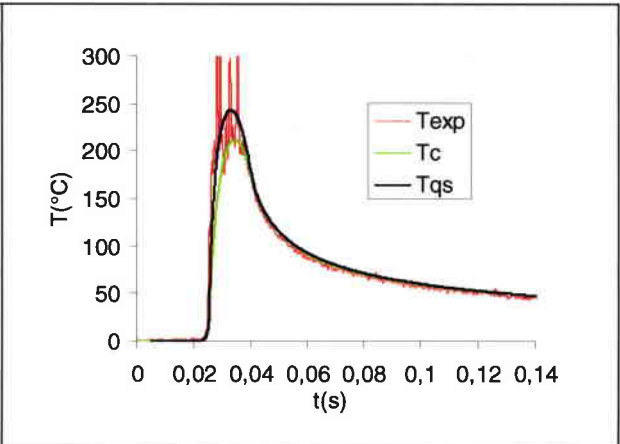


Figure 3.23 : Comparaison des températures théoriques T_c et T_{qs} avec un des 5 signaux

meule 3TG46GVS, $V_w = 139$ mm/s, $a = 9$ μ m, $l_e = 2$ mm, $q_m^w = 25$ W/mm², $P_t = 2,2$ kW

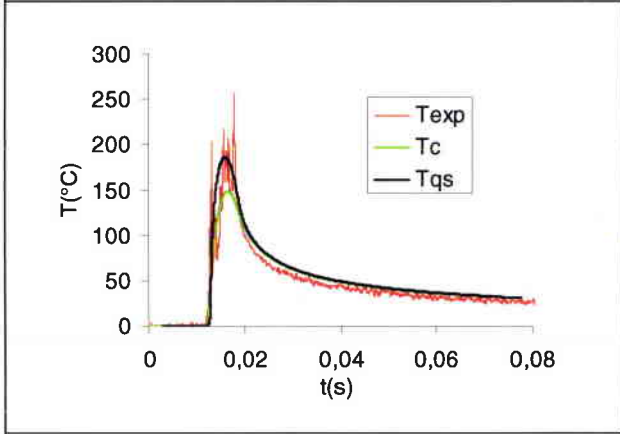


Figure 3.24 : superposition de T_{exp} et de la solution obtenue par éléments finis avec $q_m^w = 29,6$ W/mm² et $R_w = 0,69$

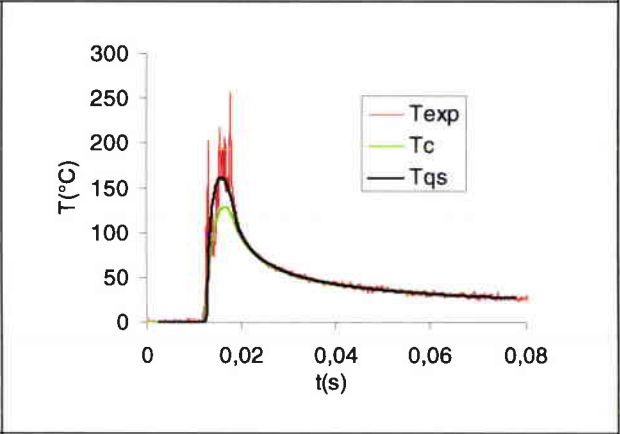


Figure 3.25 : superposition de T_{exp} et de la solution obtenue par éléments finis avec $q_m^w = 25,7$ W/mm² et $R_w = 0,6$

meule 3TG46GVS, $V_w = 293$ mm/s, $a = 6$ μ m, $l_e = 1,8$ mm, $P_t = 2,3$ kW

Notons que la précision de l'ajustement numérique sur le flux q_m^w est inférieure à 5 % en raison de l'incertitude des données d'entrée : longueur de contact, température dans la phase de refroidissement. Le graphe de la Figure 3.26 montre que les flux moyens q_m^w et q_m^t augmentent avec la vitesse d'avance en raison de la diminution de la longueur de contact l_e (Figure 3.12) et de la profondeur de passe. Cependant, les températures maximales mesurées diminuent comme le montre la Figure 3.28. On en déduit qu'une augmentation du flux total n'engendre pas nécessairement une augmentation de température si la vitesse de la source augmente.

CHAPITRE 3 : Détermination expérimentale et numérique du flux global absorbé par la pièce et du coefficient de répartition

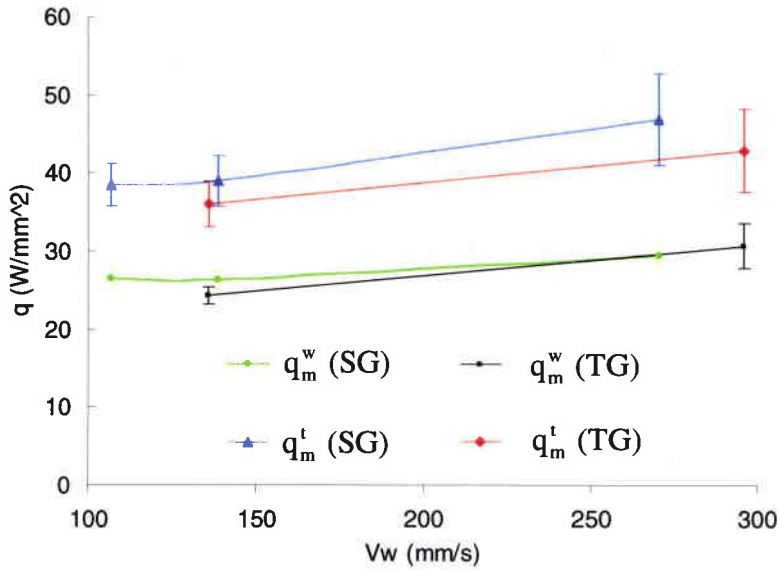


Figure 3.26 : Flux total q_m^t et absorbé q_m^w par la pièce en fonction de la vitesse V_w

La Figure 3.27 présente l'évolution du coefficient de répartition en fonction de la vitesse d'avance. Pour la meule SG, R_w a une valeur moyenne de 0,66 et l'intervalle de confiance associé est $[0,58 - 0,75]$. Pour la meule TG, R_w a une valeur moyenne de 0,7 et l'intervalle de confiance associé est $[0,6 - 0,8]$. Celui-ci est sensiblement constant autour d'une valeur moyenne 0,7. Les intervalles de confiances (à 95 %) sur R_w sont déterminés en utilisant la formule de propagation des erreurs :

$$(\Delta y)^2 = \sum_{i=1}^n \left(\frac{\partial y}{\partial x_i} \right)_{x=\bar{x}} (\Delta x_i)^2 \quad (3.8)$$

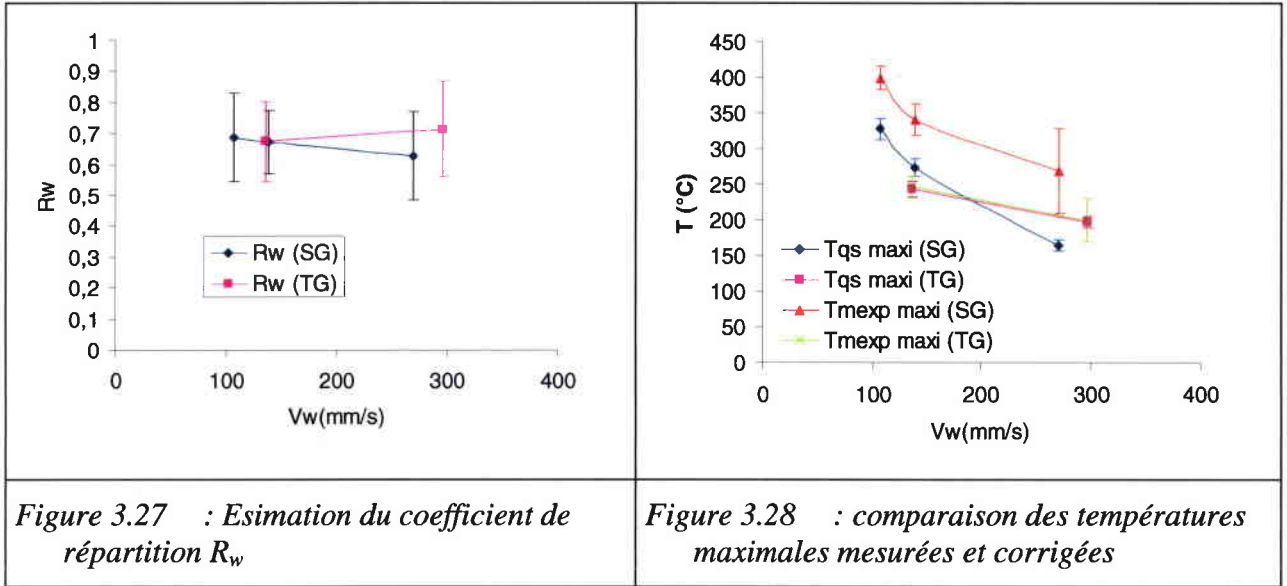
Compte tenu de la relation (3.8), l'erreur relative sur le coefficient de répartition est :

$$\frac{\Delta R_w}{R_w} = \sqrt{\left(\frac{\Delta l_e}{l_e} \right)^2 + \left(\frac{\Delta q_m^w}{q_m^w} \right)^2 + \left(\frac{\Delta P_t}{P_t} \right)^2} \quad (3.9)$$

Les erreurs relatives (déterminées sur les 36 essais effectués) sur la longueur l_e , sur le flux q_m^w , et sur la mesure de la puissance P_t sont respectivement de 5 %, 9% et 7 %. Il est donc fondamental de connaître la longueur de l'arc de contact réel avec précision. L'incertitude sur la puissance moyenne est liée aux variations de l'effort tangentiel (balourd résiduel de la meule) durant la rectification du capteur sur une gamme de fréquence allant de 0 à 100 Hz. Ces valeurs moyennes sont proches de celles proposées par Rowe, Morgan et Black [3.5].

CHAPITRE 3 : Détermination expérimentale et numérique du flux global absorbé par la pièce et du coefficient de répartition

Les températures plus élevées obtenues (Figure 3.28) avec la meule SG sont liées à une puissance totale consommée plus importante par rapport à la meule d'ébauche TG et non à la différence entre les coefficients de répartition de chaleur. Un écart important est observé entre la température maximale issue du calage numérique et la température maximale dans la zone de coupe pour les deux meules.



Le graphe de la Figure 3.28 montre que les maxima de température de T_{qs} et de T_m décroissent lorsque la vitesse V_w augmente. Pour la meule SG, les températures obtenues par simulation sont nettement inférieures aux températures maximale T_{mexp} . Les résultats sont très satisfaisants pour la meule d'ébauche TG. L'utilisation de la température maximale mesurée (filtrée à 100 hz) tendrait à surestimer de plusieurs dizaines de pour cent le coefficient de répartition R_w . L'application d'un filtre passe bas ne permet pas de supprimer les pics de températures liés au passage des grains et la température obtenue après filtrage est intermédiaire entre la température de fond et la température des grains. Le modèle de la source mobile permet de décrire correctement la phase de refroidissement et le champ de température loin de la surface rectifiée mais il est insuffisant pour décrire les échanges thermiques directement à l'interface meule/pièce. Cependant, les différentes simulations montrent que les températures T_{qs} et T_c semblent correspondre à une enveloppe inférieure du signal brut.

Nous venons de montrer que la mesure de température par la méthode du thermocouple rectifiable permet d'effectuer un bilan énergétique avec une précision suffisante par l'exploitation de la courbe de refroidissement et du "bruit" lié à l'action des différents grains pour la détermination de l'arc de contact réel. Au contraire, la méthode de traitement par

filtrage ou le modèle de source mobile continue ne sont pas pertinents dans la zone de contact meule/jonction pour la meule SG.

III.6 Analyse locale du phénomène thermique à l'interface meule/pièce

Le matériel d'acquisition utilisé pour la campagne d'essais avait des performances limitées en terme de fréquence d'échantillonnage (8 kHz à 16 kHz). Aucun filtre analogique n'était programmé de manière à détecter les grains à l'interface. Cette fréquence est suffisamment élevée compte tenu de la bande passante de 1 kHz du capteur obtenu par l'étalonnage dynamique. Les vitesses d'avance élevées et les faibles profondeurs de passe utilisée dans les essais précédents réduisent le temps de contact à des valeurs comprises entre 6 et 25 ms. La constante de temps du thermocouple est donc suffisamment faible pour décrire la température de fond donnée par la théorie de la source mobile. Cependant, Le nombre de points de mesure durant le contact meule capteur est de l'ordre de la centaine ce qui est insuffisant pour une étude locale du champ de températures à l'échelle du grain directement à la surface .

Afin de répondre à cet objectif, la chaîne d'acquisition a été modifiée en utilisant une carte d'acquisition National Instrument 6071-E possédant une fréquence d'acquisition maximale de 1,25 MHz. Le module SCXI 1100 a été configuré sur "pleine bande". La bande passante du gain a été déterminée pour différents gains statiques 50, 100 et 200 et la fonction de transfert de l'amplificateur d'instrumentation est représenté sur la Figure 3.29. Pour un gain statique de 200, la bande passante à -3 dB est de 500 kHz. Le produit gain/bande passante étant constant, un gain plus faible de 100 multiplie la bande passante par deux soit 1 MHz.

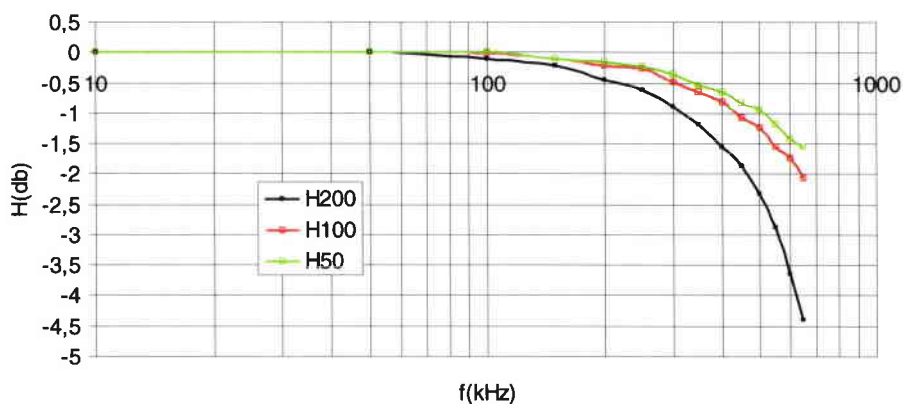


Figure 3.29 : Fonction de transfert de l'amplificateur du chassie SCXI 1100 avec la carte d'acquisition 6071-E

Un enregistrement continu à cette fréquence doit être effectué au format binaire. Pour la mesure des efforts normal et tangentiel, nous avons gardé la carte d'origine 6024-E. Les deux

CHAPITRE 3 : Détermination expérimentale et numérique du flux global absorbé par la pièce et du coefficient de répartition

cartes sont montées dans le même PC, ce qui permet une acquisition simultanée des efforts et de la température. Cette application a nécessité la conception de VIs (virtual instrument) spécifiques que nous ne présenterons pas dans ce mémoire.

Quelques signaux acquis à cette fréquence sont présentés sur la Figure 3.30.

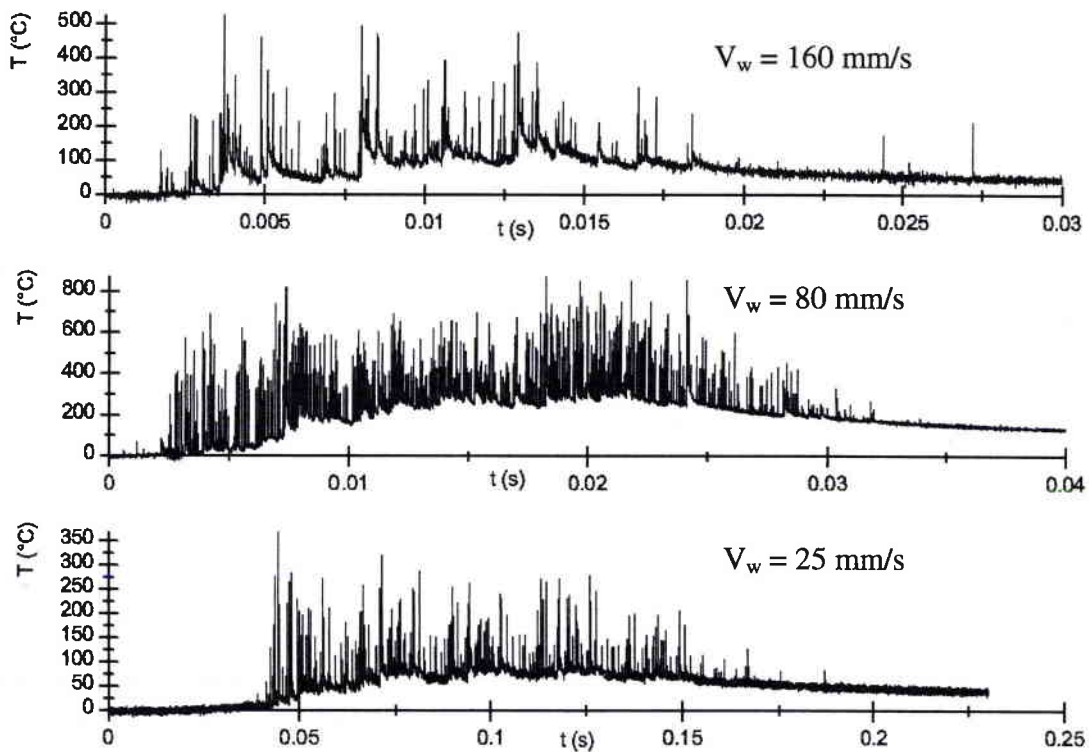


Figure 3.30 : Signaux obtenus pour une acquisition à 1,25 Mhz pour $V_s = 30$ m/s, $a_n = 30$ μ m, meule 3SG46HVS

III.6.1 Analyse qualitative du signal

La courbe de la Figure 3.31 montre l'évolution de la température sur 3 ms obtenue avec le thermocouple rectifiable précédent en C45.

On peut distinguer plusieurs types de signaux :

- Type 1 : montée rapide de la température en quelques microsecondes puis phase de refroidissement dont la durée varie entre 100 μ s et 1 milliseconde.
- Type 2 : impulsions de type Dirac avec ou sans modification de la tension initiale
- Type 3 : chute très rapide de la tension durant la phase de refroidissement

Nous pouvons formuler plusieurs hypothèses afin d'expliquer ces signaux :

CHAPITRE 3 : Détermination expérimentale et numérique du flux global absorbé par la pièce et du coefficient de répartition

Le type 1 est lié soit au dépôt d'un pont entre la feuille de constantan et la pièce suite au processus de déformation plastique et (ou) au frottement d'un grain à proximité ou sur une jonction. Le type 2 correspond à un apport de chaleur pendant une durée de l'ordre de la microseconde, il peut donc s'agir d'un grain formant un copeau ou d'une particule métallique adhérent à un grain ou présent dans la porosité de la meule. Le signal de type 3, très peu rencontré, correspond à la rupture d'un microcontact en phase de refroidissement. Les courbes montrent que le signal se décompose en une température de fond T_{wb} et d'un ensemble de flashes de durée très courte consécutive à l'action des grains sur la surface ou au voisinage de la jonction. Les différentes courbes de refroidissement tendent de manière asymptotique vers une valeur que nous interprétons comme la température de fond T_{wb} . Par conséquent, cette température est déterminée par l'enveloppe inférieure du signal.

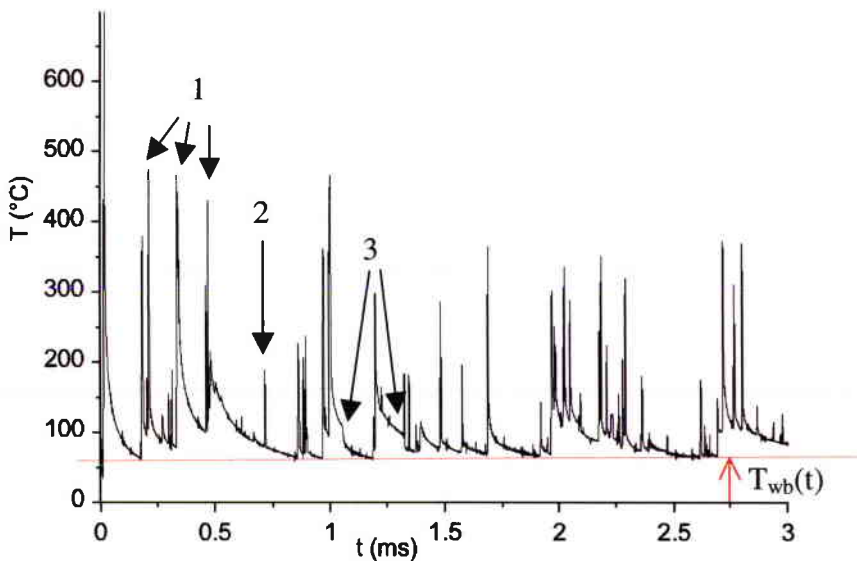


Figure 3.31 Typologie du signal à l'échelle de la milliseconde

La comparaison des deux signaux de la Figure 3.30 obtenus montrent qu'à profondeur de passe nominale identique, la température T_{wb} est clairement définie pour un temps de contact plus long c'est à dire des vitesses d'avance V_w faibles et des profondeurs de passe élevées. Hahn [3.7] propose un critère permettant de définir les conditions de rectification pour lesquelles la source de chaleur constituée de sources discrètes peut être approchée par une source de chaleur mobile continue. Il s'agit de comparer la distance parcourue par la pièce entre deux grains successifs actifs dans une même zone d'interférence à la longueur de contact réelle. La distance parcourue par la pièce entre deux grains consécutifs k et $k+1$ actif et entrant dans le même sillon aux instants t_k et t_{k+1} est :

CHAPITRE 3 : Détermination expérimentale et numérique du flux global absorbé par la pièce et du coefficient de répartition

$$s_k = V_w (t_{k+1} - t_k) \quad (3.10)$$

D'après Hahn, la source discrète peut être considérée comme continue si :

$$s_k \ll l_e \quad (3.11)$$

Considérons la valeur moyenne s des s_k :

$$s = V_w t_g = \frac{V_w}{n_\ell N_s} \quad (3.12)$$

Où n_ℓ est le nombre de grains actifs sur un tour de meule, N_s est la fréquence de rotation de la meule, V_w la vitesse de la pièce et t_g la durée écoulée entre deux grains passant dans le même sillon. La densité linéique statique de grains actif $N_{\ell,sta}$, proposée par Komanduri [3.8], est donnée par :

$$N_{\ell,sta} = \frac{10}{d_{gm}} (V_g)^{1/3} \approx 25 \text{ grains/cm} \quad (3.13)$$

Ce nombre de grains par unité de longueur de meule correspond à une valeur moyenne basée sur le pourcentage en volume de grains et sur le diamètre moyen des grains. De plus, cette relation suppose que l'arrangement des grains de la meule est assimilable à une structure cubique centrée. Cette valeur est nettement supérieure à la densité linéique dynamique de grains actifs pendant la phase de rectification. Dans son approche stochastique, Komanduri [3.9] montre que seulement quelques pour cent des grains à la surface de la meule entrent en contact avec la surface rectifiée. Les rapports l_e/s pour les 3 essais de la Figure 3.30 sont respectivement 100, 210 et 750 pour les vitesses de 160 mm/s, 80 mm/s et 25 mm/s si on choisit la densité statique de grain pour le calcul de s . La condition cinématique proposée par Hahn semble vérifiée. Cependant, pour la vitesse V_w de 160 mm/s, les pics liés à l'action des grains ont une durée non négligeable par rapport au temps de contact t_{cs} , et la caractérisation du champ de température en surface par une source continue ne convient pas. Ce critère considère un intervalle de temps moyen de 130 μ s entre 2 grains actifs et on voit clairement sur la Figure 3.31 que cet intervalle de temps varie en cours de rectification. Si le calcul du rapport l_e/s est effectué avec la dynamique de la densité de grain actif $N_{\ell,dyn} = 4,7 \text{ grain/cm}$, proposée par Komanduri pour une meule A46H8V, on obtient respectivement 20, 50 et 141 pour les vitesses de 160 mm/s, 80 mm/s et 25 mm/s. Dans ce cas, la condition cinématique de Hahn est moins bien vérifiée pour les deux premières vitesses.

Les intervalles de temps minimaux et maximaux entre les deux grains (supposés frottant) peuvent être déterminés en se limitant aux pics suivis d'une phase de refroidissement. Ce

CHAPITRE 3 : Détermination expérimentale et numérique du flux global absorbé par la pièce et du coefficient de répartition

choix est justifié par le fait que les pics de type Dirac n'ont aucun effet sur la température à la surface de la pièce. Plusieurs difficultés se posent pour la détermination de la durée Δt_k écoulée entre les grains k et $k+1$ détectés par la jonction :

- Les variations locales de température $\Delta T_j = T_j - T_{wb}$ de la jonction sont d'intensités très variables entre 5° et 500°C .
- Les durées Δt_k varient entre $50 \mu\text{s}$ et 1 ms
- Plusieurs flashes peuvent se superposer dans une même phase de refroidissement comme le montre la Figure 3.31.

Ces écarts de température prennent pour référence une température de fond qu'il faut préalablement déterminer.

III.6.2 Détermination de la température de fond

Il s'agit dans cette partie de déterminer la courbe enveloppe inférieure du signal mesurée par le thermocouple rectifiable. L'échauffement de la jonction du thermocouple est liée comme nous l'avons vu dans la deuxième partie portant sur l'étalonnage :

- Au flux transmis par conduction perpendiculairement à la surface de la feuille de constantan par le contact avec le grain
- Au flux par conduction dans le sens du mouvement et limité par les feuilles de mica

La méthode utilisée pour déterminer l'enveloppe inférieure consiste à rechercher la courbe polygonale constituée de segments dont la pente est minimale sur l'intervalle de temps considéré.

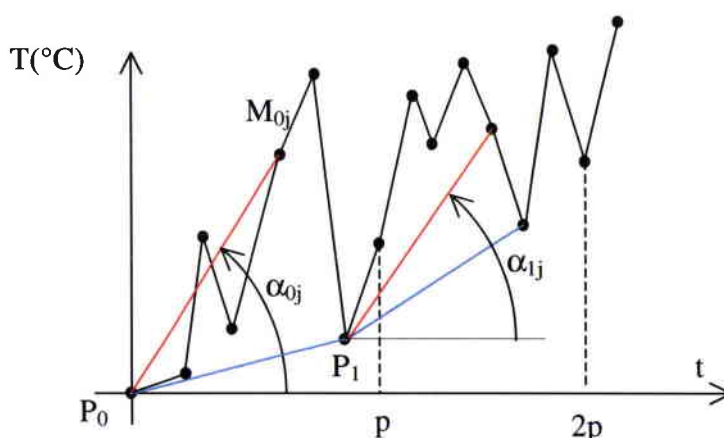


Figure 3.32 : Recherches de la courbe polygonale par minimisation de la pente

CHAPITRE 3 : Détermination expérimentale et numérique du flux global absorbé par la pièce et du coefficient de répartition

L'intervalle de temps considéré est subdivisé en n intervalles égaux de longueur p (Figure 3.32).

Pour $t \in [ip, (i+1)p]$, la courbe expérimentale est définie par un échantillon de m points $\{M_{n1}, M_{n2}, \dots, M_{nm}\}$. Sur le premier intervalle $[0, p]$, à partir du point P_0 , on cherche le point P_1 tel que :

$$\alpha_0 = \min(\alpha_{0j}) = (\bar{x}, \overline{P_0P_1}) \quad (3.14)$$

$$\alpha_{0j} = (\bar{x}, \overline{P_0M_{0j}}) = \arctan\left(\frac{y_{0j} - y_0}{t_{0j} - t_0}\right) \quad (3.15)$$

La droite P_0P_1 constitue l'enveloppe inférieure de la courbe sur l'intervalle $[0, p]$. La procédure est identique sur les autres intervalles :

$$\alpha_i = \min(\alpha_{ij})_{j=1..m} = (\bar{x}, \overline{P_iP_{i+1}}) \quad (3.16)$$

La courbe polygonale constituée des $m+1$ points $\{P_0, P_1, \dots, P_m\}$ définit l'enveloppe inférieure de la température mesurée par le capteur. Le seul paramètre d'entrée à fixer est l'intervalle de temps p que nous appelons intervalle de scrutation. La détermination de la température de fond nécessite de choisir une partition suffisamment fine pour obtenir une description précise mais pas trop pour ne pas prendre en compte les flashes liés à l'action des grains. Pour cette raison, il a été jugé utile d'effectuer une étude de sensibilité de p sur la forme de la courbe enveloppe T_{le} (le : lower envelop) et en particulier sur la valeur de la température maximale $T_{le,max}$. Il n'est pas nécessaire de choisir une partition inférieure à la milliseconde car la température de fond définie pour une source mobile continue possède un temps caractéristique de quelques milliseconde. Nous avons représenté les différentes courbes enveloppes sur la Figure 3.33.

L'analyse de la courbe de la Figure 3.34 montre que la température maximale obtenue par la courbe enveloppe inférieure décroît en fonction de la durée de la partition p . Pour une profondeur de passe nominale de $30 \mu m$, la température devient stable d'autant plus rapidement que le temps de contact meule/capteur t_{cs} est grand et la vitesse V_w faible. Pour les trois conditions de rectification testées, la température $T_{le,maxi}$ est pratiquement la même pour des partitions de 5 et 10 ms. Il faut noter que la courbe de température T_{le} obtenue pour une vitesse de 25 mm/s présente une harmonique à la fréquence de rotation de la meule, ce qui signifie que la température de fond, mesurée par le thermocouple rectifiable, est sensible au balourd de la meule. Pour déterminer l'incertitude sur la puissance totale de rectification, il

CHAPITRE 3 : Détermination expérimentale et numérique du flux global absorbé par la pièce et du coefficient de répartition

faut donc filtrer les efforts de coupe à une fréquence supérieure à la fréquence de rotation de la meule.

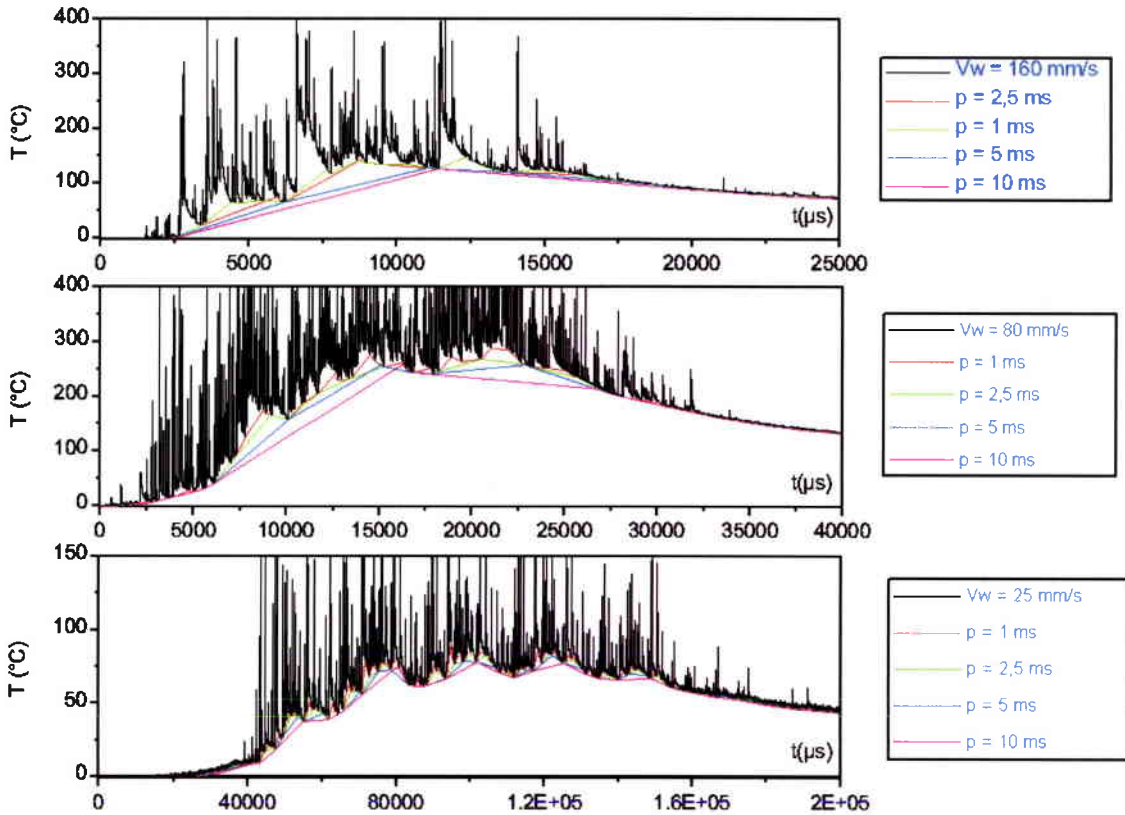


Figure 3.33 : Courbes enveloppes inférieures pour différentes vitesses d'avance et différentes partitions de l'échelle des temps

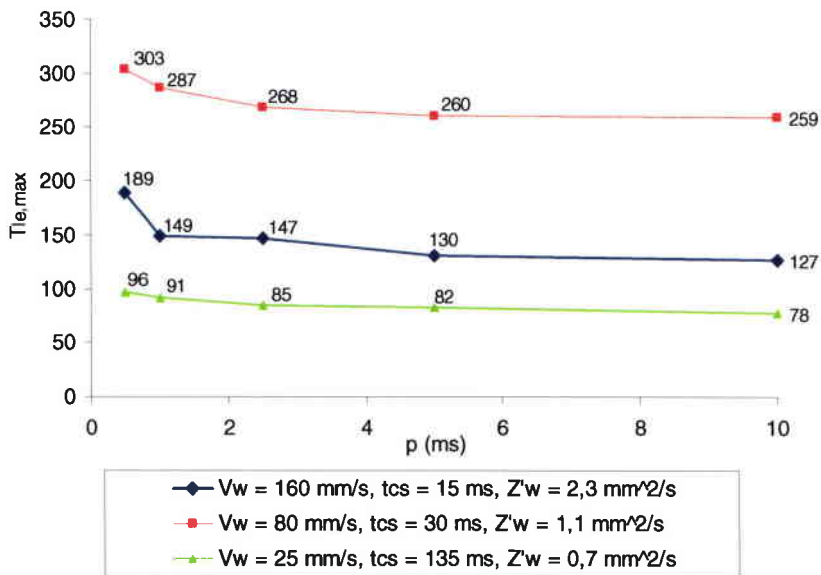


Figure 3.34 : Evolution de la température $T_{le,max}$ en fonction de la durée partition p de l'échelle des temps

CHAPITRE 3 : Détermination expérimentale et numérique du flux global absorbé par la pièce et du coefficient de répartition

La modélisation et la simulation numérique considèrent une puissance constante et, par conséquent, une source mobile stationnaire. Ces variations de puissance peuvent engendrer un écart entre la température calculée et la température maximale mesurée, mais aussi justifier, en partie, l'erreur de répétabilité sur la température maximale de font atteinte à l'interface meule/pièce.

Dans les conditions de rectification précédentes, si le temps de contact devient inférieur à une dizaine de millisecondes, la simplification de la distribution discrète des sources de chaleur issue de l'ensemble des grains actifs par une source continue n'est plus valable pour la caractérisation de la température directement à la surface de la pièce. Nous avons montré que cette hypothèse reste valable lorsque le rapport de la longueur de contact et de l'avance par grain l_c/s est supérieur à 100.

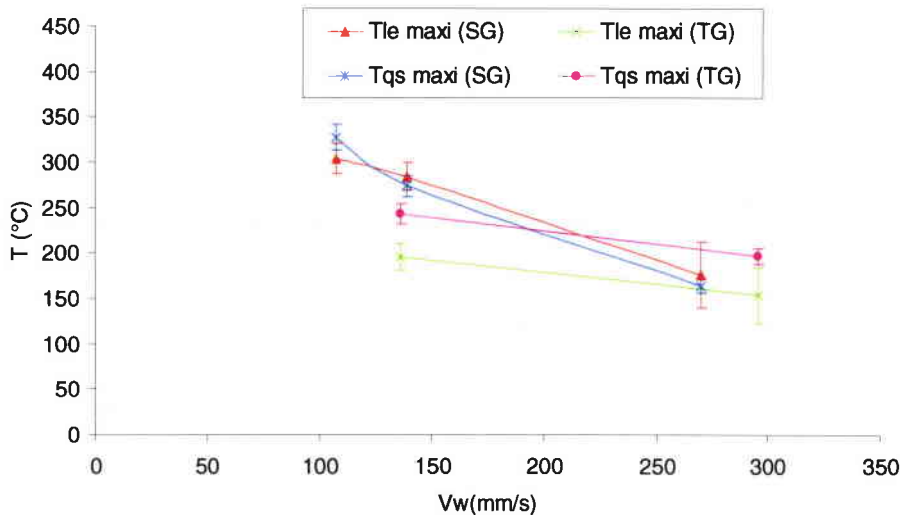
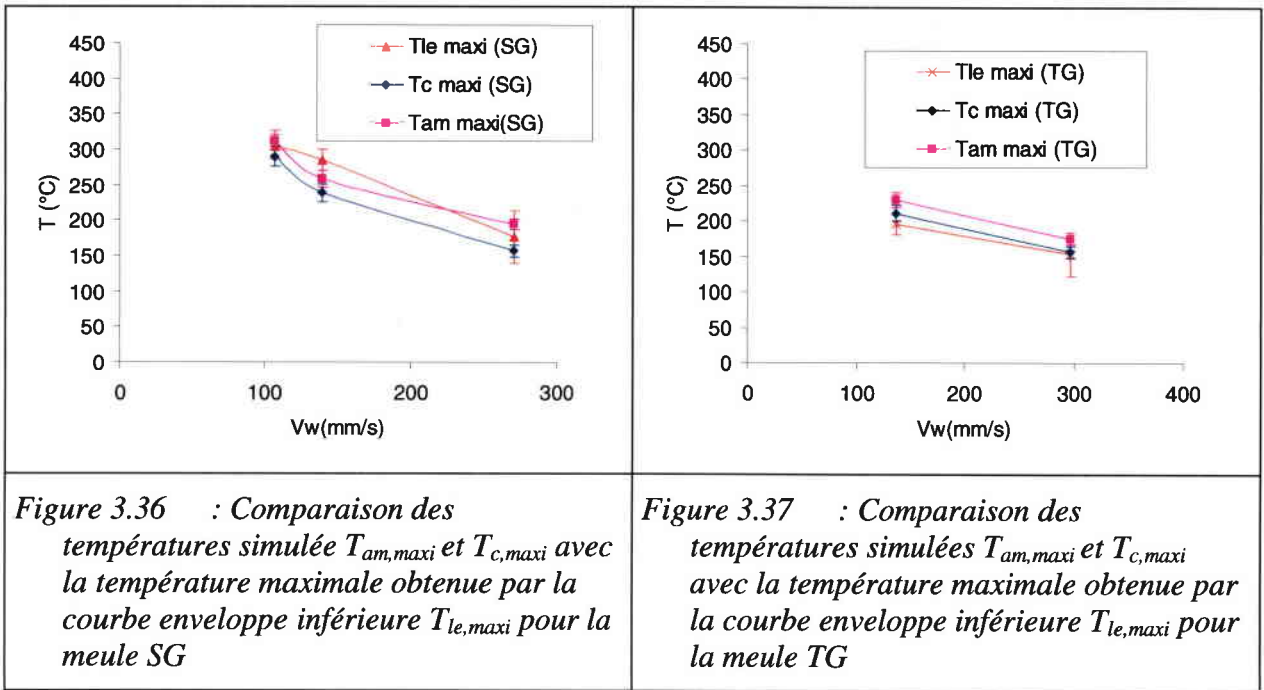


Figure 3.35 : Comparaison de la température maximale $T_{le,maxi}$ obtenue par la méthode de la courbe enveloppe inférieure et de la température $T_{qs,maxi}$ obtenue par méthode inverse se basant sur la courbe de refroidissement

La Figure 3.35 présente l'évolution de $T_{le,maxi}$ et de $T_{qs,maxi}$ pour les meules SG et TG obtenues lors des essais effectués à une fréquence d'acquisition de 8 kHz. Les résultats sont très satisfaisants pour la meule SG, ce qui signifie que la méthode de traitement du signal par la méthode de la courbe enveloppe est pertinente par rapport à l'approche globale supposant une source de chaleur triangulaire continue.

CHAPITRE 3 : Détermination expérimentale et numérique du flux global absorbé par la pièce et du coefficient de répartition



Cependant, pour la meule TG, on note que la température $T_{le,maxi}$ est d'environ 50 °C inférieure à la température T_{qs} calculée par méthode inverse. La méthode de traitement par filtre passe bas donnait de meilleurs résultats. Cet écart peut avoir plusieurs raisons :

- la forme du flux n'est pas triangulaire : cette hypothèse est peu probable car nous avons vu que le maximum de température était très peu sensible à la forme du flux.
- La température de fond mesurée est inférieure à cause de la barrière thermique liée au mica et au faibles nombre de jonctions présentes. La simulation par éléments finis du comportement du thermocouple a montré que la température mesurée était comprise entre T_{am} (température en amont de la feuille de constantan) et T_c (température de la feuille de constantan). Les courbes de la Figure 3.36 et de la Figure 3.37 le confirment : T_{am} et T_c sont déterminés par simulation numérique en effectuant le calage sur la phase de refroidissement.

Ces résultats montrent que la température directement à la surface rectifiée est difficile à obtenir avec précision dans le cas où les temps et les longueurs de contact meule/électrode sont faibles (profondeur de passe faible, vitesse d'avance élevée).

Le flux global déterminé dans cette partie est lié à l'ensemble des source locales produit par chacun des grains actif à l'interface. Nous avons vu que ce flux ne permet pas de décrire correctement la température à l'interface meule/pièce. Une meilleure caractérisation de ce flux nécessite une étude locale. Nous allons, dans la partie suivante, tenter d'interpréter les flashes de température afin d'estimer l'énergie ou le flux transmis par chacun des grains.

III.7 Bibliographie du chapitre 3

- [3.1] J. VERKERK, 1975, "The real contact length in cylindrical plunge grinding", Annals of the CIRPS, Vol. 24, pp 259-264.
- [3.2] K. PROTASSOV, 2002, "Analyse statistique des données expérimentales ", EDP Sciences.
- [3.3] Z. X. ZHOU, C. A. VAN LUTTERWELT, 1992, « The Real Contact Length Grinding Wheel and Workpiece – a new concept and a new measuring Method”, Annals of the CIRP, Vol. 41, pp. 387-391.
- [3.4] R. H BROWN, J. G. WAGER AND J.D. WATSON, 1977, « An examination of the wheel-work Interface Using an Explosive Device to suddenly interrupt the surface grinding Process”, Annals of the CIRP, Vol. 42, pp. 409-412.
- [3.5] W.B ROWE, M. N MORGAN, S.C. BLACK , 1997, "Validation of thermal Properties in Grinding”, Annals of the CIRP, Vol. 47, pp 275-279.
- [3.6] H.S QI, W.B ROWE, B.MILLS, 1997, "Experimental investigation of contact behaviour in grinding”, Tribology International, Vol. 30, p 283-294
- [3.7] R.S. HAHN, 1956, "The relation between grinding conditions and thermal damage in the workpiece”, Transaction of ASME, pp. 807-812.
- [3.8] Z. B. HOU, R. KOMANDURI, 2003, "On the mechanics of the grinding process – Part I. Stochastic nature of the grinding process”, Machine Tools and manufacture, pp. 1-15
- [3.9] Z. B. HOU, R. KOMANDURI, 2003, "On the mechanics of the grinding process – Part II. Thermal analysis of fine grinding”, Machine Tools and manufacture, pp. 1-15

IV Détermination de température locale et du flux local

La température de fond T_{wb} , utilisée dans les modélisations des échanges thermiques en rectification, correspond à la température en un point de la pièce qui n'est pas en contact avec les grains. Les modèles, présentés dans le chapitre 1, sont fondés sur l'hypothèse d'une source continue qui est censée fournir une bonne estimation de la température à la surface de la pièce. L'observation de la température mesurée à haute fréquence montre qu'il existe des phases d'interférence durant lesquelles plusieurs flashes se succèdent avant de retrouver une température de fond qui peut être légèrement supérieure à la précédente en raison de l'apport d'énergie des grains actifs.

Nous allons tenter d'interpréter le signal aux bornes du thermocouple par rapport aux modes d'action des grains et à la formation d'un copeau en rectification. Afin d'obtenir une mesure plus locale, la largeur de la feuille de constantan utilisée pour les essais effectués à haute fréquence a été réduite à environ 0,5 mm et les feuilles de mica ont une épaisseur de 5 μm . Dans les conditions de rectification définies précédemment, il s'est avéré plus difficile de maintenir la continuité de la jonction durant l'usinage. Réduire d'avantage la largeur de la feuille rendrait la jonction plus fragile et il serait alors plus difficile d'obtenir un contact permanent entre l'électrode et la pièce. La température de fond ne pourrait pas être définie sur toute la longueur de contact.

IV.1 Analyse du signal aux bornes du thermocouple par rapport au mode d'action d'un grain

IV.1.1 Observation de la surface du capteur après rectification

Un microcontact ou un pont de matière correspond à un contact localisé entre la feuille et la pièce. La jonction correspond à l'ensemble des microcontacts sur toute la largeur de la feuille. Les clichés de la surface du capteur, représentés sur la Figure 4.1, permettent de visualiser la présence de ponts de matière reliant l'électrode à la pièce après rectification du capteur. Nous pouvons observer que la longueur apparente de la jonction est nettement plus faible que la largeur de la feuille de constantan. La largeur de la jonction b_j représente moins de 10 % de la largeur totale b_c de la feuille. Certains microcontacts se caractérisent visuellement par l'absence de mica entre les deux matériaux et sont situés sur les bords de la feuilles. Ceux-ci sont entourés en rouge et constitue la jonction principale du thermocouple. On peut estimer cette largeur à moins de 50 μm . D'autres volumes de matière déformés plastiquement peuvent

réaliser un contact mais leurs largeurs sont plus faibles et sont donc plus difficilement identifiables.

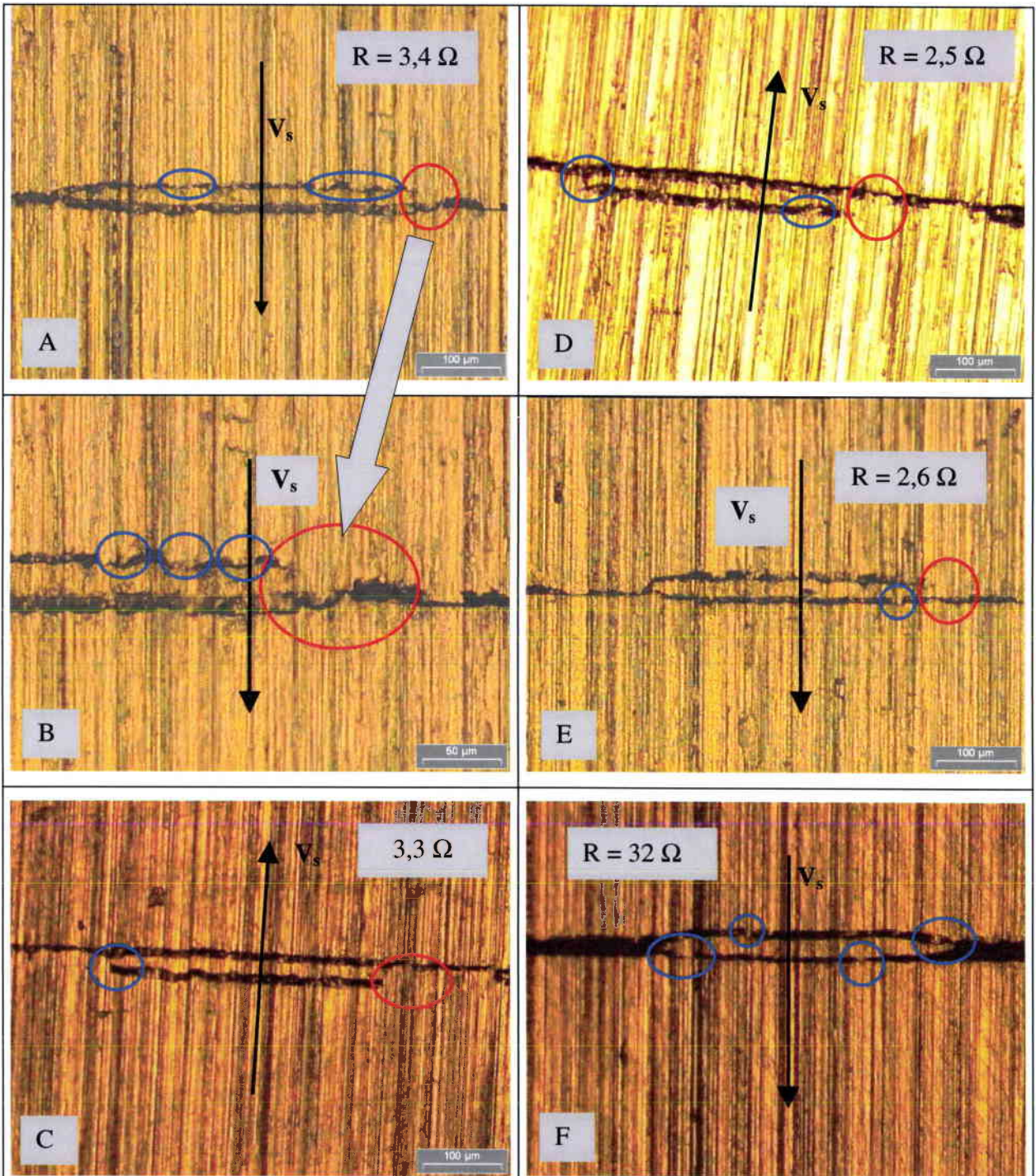


Figure 4.1 : Photo après rectification du capteur $V_w = 80 \text{ mm/s}$, $N_s = 2400 \text{ tr/min}$, $a_n = 20 \text{ } \mu\text{m}$, $D_s = 212 \text{ mm}$, meule 3SG46HVS, $f_d = 0,15 \text{ mm/tr}$, $a_d = 10 \text{ } \mu\text{m}$, circuit fermé. Mise en évidence d'une jonction principale (en rouge) et de jonctions secondaires (en bleu)

Jonction secondaire

Jonction principale

CHAPITRE 4 : Détermination de la température locale et du flux local

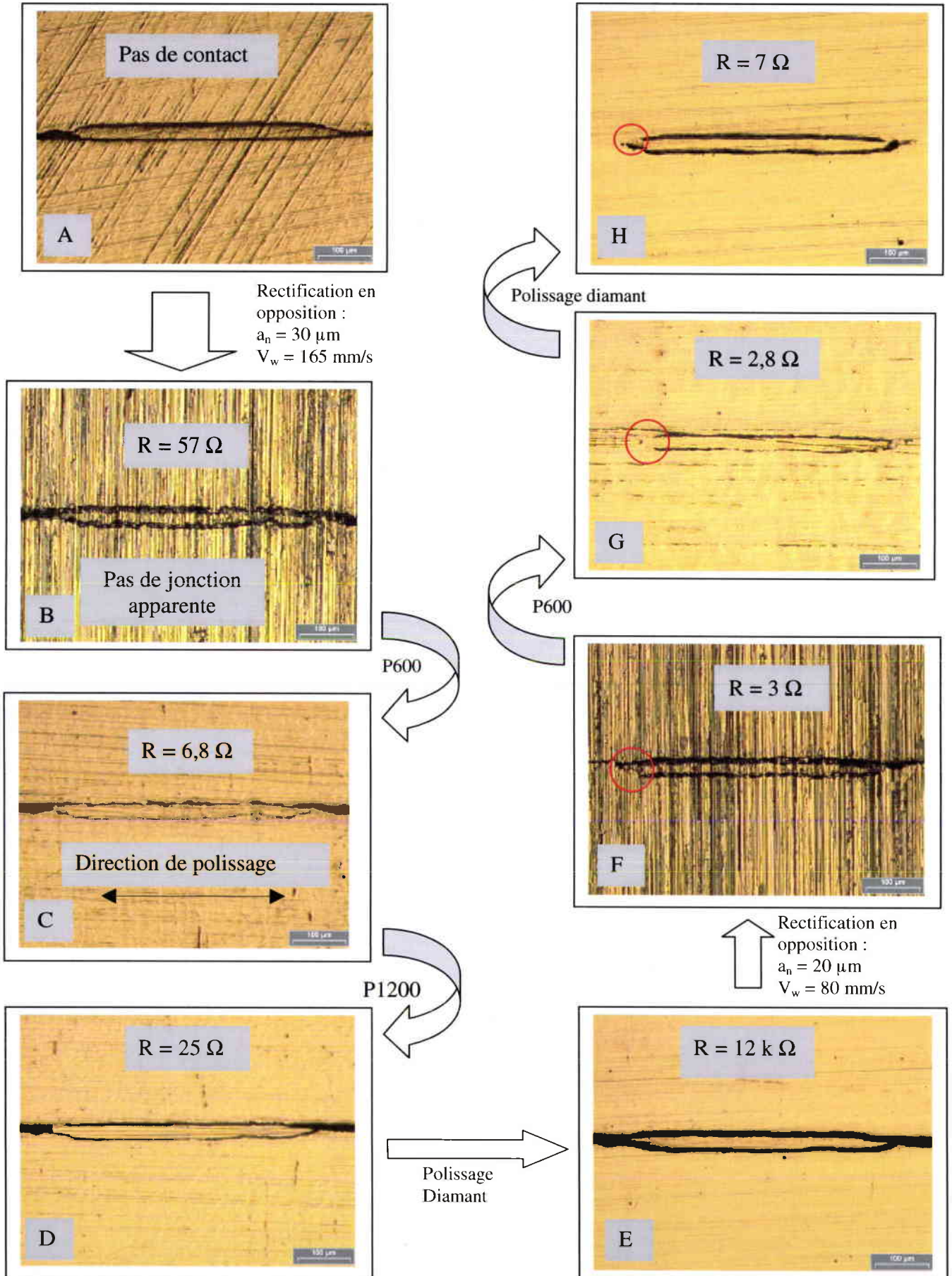


Figure 4.2 : Surface du capteur pour différents stade de polissage et de rectification

Ces microcontacts ont une largeur de l'ordre de la dizaine de micron. Au cours de la rectification du capteur, il y a formation et destruction des microcontacts le long de la feuille. L'existence d'une tension finie aux bornes du thermocouple prouve que le circuit reste fermé et qu'il existe au moins un microcontact. Lorsqu'une jonction principale est présente, la résistance électrique du thermocouple est, en général, comprise entre 2 et 4 ohms (photos A, B, C, D, E de la Figure 4.1). Lorsque celle-ci n'est pas clairement identifiable sous microscope, la résistance électrique du capteur est plus élevée et peut atteindre quelques dizaines de ohm comme le montre la photo F de la Figure 4.1 et la photo B de la Figure 4.2. Afin de mieux identifier les zones de contact entre la feuille et la pièce, un polissage mécanique a été effectué jusqu'à obtenir un état de surface proche du poli miroir. Les premiers essais étaient effectués avec un sens de polissage perpendiculaire à la feuille, donc identique au sens de rectification. D'autres jonctions se créaient par le même procédé qu'en rectification conventionnelle avec des granulométries 600 et 1200. Par la suite, le sens de polissage s'est donc effectué perpendiculairement à la direction de rectification. Mais cette méthode peut temporairement augmenter la pression sur les jonctions et alors diminuer la résistance de contact (B→C, Figure 4.2). L'élimination définitive de la jonction s'obtient avec un polissage à l'abrasif diamant (D→E, Figure 4.2). Cette méthode permet, en outre, de vérifier l'isolement électrique entre la feuille de constantan et la pièce. La comparaison entre un capteur rectifié et un capteur poli (F→G), dont les résistances électriques sont équivalentes, confirme que les contacts s'effectuent très localement sur les extrémités de la feuille. La longueur équivalente de la jonction sur le contour de la feuille peut être estimée en considérant que le mica ne réfléchit pas la lumière du microscope et correspond donc aux zones sombres. Les clichés réalisés montrent que pour des résistances électriques comprises entre 2 et 5 Ω , la longueur totale de la jonction ne dépasse pas 50 μm ce qui représente moins de 10 % de la largeur de la feuille de constantan. Cependant, ce pourcentage peut être légèrement différent durant la phase de rectification elle-même.

partir du temps de chauffage mais la largeur du sillon dépend de la forme du grain. Les intégrales doubles des équations (4.5) et (4.6) sont calculées numériquement par le logiciel Mathematica avec la méthode de Gauss-Konrad.

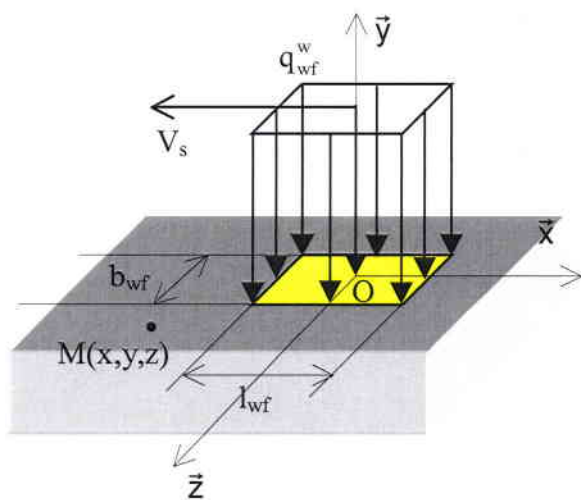


Figure 4.7 : Source mobile liée au grain de forme rectangulaire

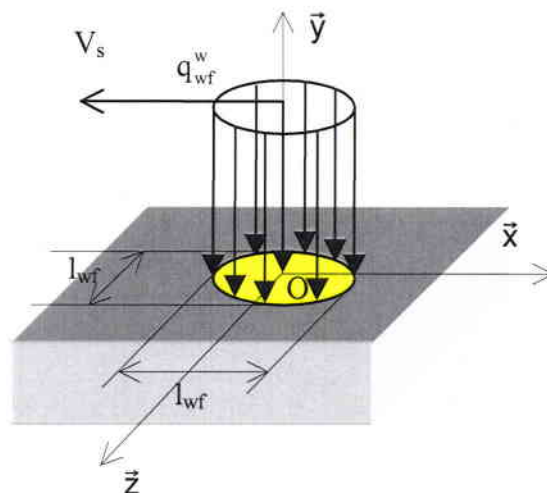
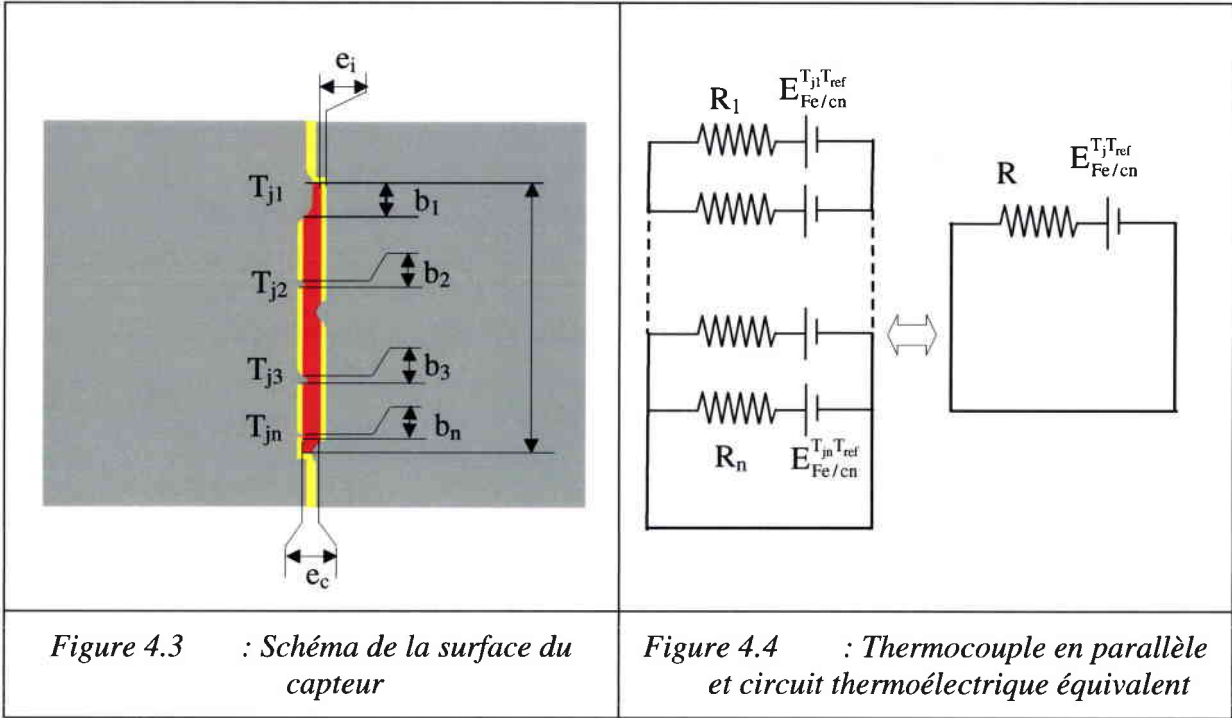


Figure 4.8 : Source mobile liée au grain de forme circulaire

Les graphes de la Figure 4.9 et de la Figure 4.12 et représentent le champ de température à la surface (profondeur de 0,1 μm sous le grain) respectivement pour une source carrée et pour une source circulaire. Afin de mieux appréhender ces champs de température, plusieurs courbes ont été tracées dans différents plans suivant x (Figure 4.11 et Figure 4.14) et suivant z (Figure 4.10 et Figure 4.13). Nous remarquons que la conduction dans le sens du mouvement est inexistante directement sous la source en raison du nombre de Peclet très élevé. La diffusion suivant l'axe z commence à être visible pour une longueur parcourue de 1 mm ce qui correspond à la moitié de l'arc de contact et à une durée de 33 μs pour un grain se déplaçant à la vitesse de 30 m/s. Ce phénomène se justifie par la valeur du nombre de Fourier qui est de 2 pour une distance de 10 μm et de 0,02 pour 100 μm . Si on néglige les variations de flux sur une distance de l'ordre de 100 μm , un état quasi stationnaire s'établit sur cette distance. Au voisinage du point de mesure et en se plaçant dans le repère pièce (coordonnées Lagrangienne), il est possible de définir l'évolution de la température en fonction du temps en effectuant le changement de variable :

$$x(t) = V_s t + \frac{l_{wf}}{2} \quad (4.7)$$

IV.1.2 Influence du nombre de microcontact sur la température mesurée



En raison de la résistance de contact entre la feuille de constantan et la pièce, la température de la jonction du thermocouple est intermédiaire entre la température amont T_{am} et la température de la feuille de constantan T_c . Dans l'approche macroscopique ou globale, nous n'avons pas considéré le chargement thermique lié à l'action directe des grains sur la feuille. Cette modélisation est convenable pour expliquer la température de fond de la pièce qui est représentative de l'action cumulée des grains à l'interface meule/pièce. Le thermocouple rectifiable, dans son principe, permet de détecter des flashes de température extrêmement rapides. Les clichés de la surface ont montré que les microcontacts sont peut nombreux et que leurs dimensions sont de l'ordre de la dizaine de microns. Cependant, ces photos correspondent à l'état de la jonction après rectification, et il est probable que le nombre et la position des microcontacts soient différents pendant la rectification du capteur. J.P Bardon et B. Cassagne [4.1] ont étudié théoriquement et expérimentalement la température mesurée par un thermocouple intrinsèque en présence d'un contact imparfait. Pour un thermocouple semi intrinsèque, si $b_1, b_2, b_3, \dots, b_n$ sont les diamètres équivalents des microcontacts et $T_{j1}, T_{j2}, \dots, T_{jn}$ leur température, le circuit thermoélectrique équivalent correspond à plusieurs jonctions en parallèle ayant la même température de référence T_{ref} . Le montage en parallèle des fém de Seebeck induites par chacun des microcontacts et par les résistances de microstriction

montre que le circuit (Figure 4.4) est équivalent à un circuit thermoélectrique à 2 jonctions T_j et T_{ref} tel que :

$$E_{Fe/cn}^{T_j T_{ref}} = \frac{\sum_{i=1}^n \frac{E_{Fe/cn}^{T_i T_{ref}}}{R_i}}{\sum_{i=1}^n \frac{1}{R_i}} \quad (4.1)$$

La fém de Seebeck pour un couple Fer/Constantan est une fonction linéaire de la température jusqu'à 1200 °C. L'erreur relative maximale est de 1,2 % en prenant une sensibilité thermoélectrique constante de 57 $\mu V/^\circ C$. En considérant une sensibilité thermoélectrique indépendante de la température, la température de la jonction obtenue correspond donc à la température moyenne des microcontacts pondérés par leur largeur(Figure 4.3) [4.2] :

$$T_j = \frac{b_1 T_{j1} + b_2 T_{j2} + \dots + b_n T_{jn}}{b_1 + b_2 + \dots + b_n} = \sum_{k=1}^n \frac{b_{jk}}{b_j} T_{jk} \quad (4.2)$$

b_{jk} est la largeur d'un microcontact et b_j est la longueur de la jonction correspondant à la somme des longueurs des différents microcontacts.

$$b_j = \sum_{k=1}^n b_k \quad (4.3)$$

Si la température à la surface de la pièce est indépendante de z (suivant l'axe de rotation de la meule), la largeur et le nombre de microcontacts pendant l'usinage n'a pas d'influence sur la température de la jonction. Cette hypothèse n'est pas valable directement à l'interface meule/pièce à cause de la distribution discrète des sources de chaleur liées à chacun des grains actifs. Le problème est alors tridimensionnel.

Nous allons supposer ,dans un premier temps, l'existence d'un second microcontact 2 en parallèle avec le premier noté 1. Le microcontact 1 subit une variation de température $T_{j1} - T_{wb}$ alors que l'autre garde une température constante égale à la température de fond T_{wb} .

Si les 2 microcontacts sont identiques, la variation de température mesurée est :

$$T_j - T_{wb} = \frac{1}{2}(T_{j1} - T_{wb}) \quad (4.4)$$

La variation de température mesurée est donc deux fois plus faible. La sensibilité et la précision de la mesure sont donc directement liées au nombre de microcontacts présents durant la rectification du capteur. La largeur de la feuille de constantan de 0,5 mm permet de

réduire la présence de jonctions secondaires. S'il existe une jonction principale de largeur $50\ \mu\text{m}$ et une jonction secondaire de $5\ \mu\text{m}$ (Figure 4.5), l'écart de température mesuré $T_j - T_{wb}$ est sous estimé de 10 % par rapport à l'écart de température réel de la jonction principale. Réciproquement, si le grain chauffe la jonction secondaire, l'écart de température détecté sera de 90 % inférieur à l'écart de température réel de celle-ci.

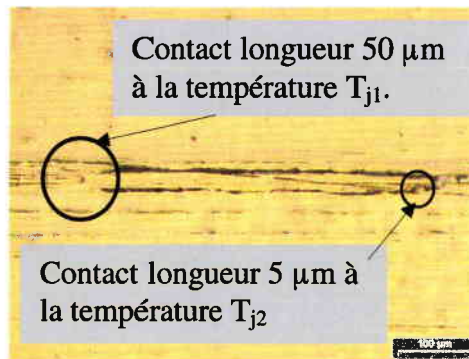


Figure 4.5 : Présence d'une jonction principale et d'une jonction secondaire

IV.2 Analyse du signal à haute fréquence

Nous avons rectifié un capteur en 100Cr6 traité à 61-63 HRC. La meule et les conditions de diamantage sont identiques aux précédentes. La largeur de la feuille de constantan est de 0,66 mm. La Figure 4.6 présente un signal fortement bruité suite à une première rectification. La résistance électrique initiale du capteur est de $32\ \Omega$. Le zoom 1 montre que le bruit devient nettement plus faible après l'action d'un grain qui se manifeste par une montée très rapide de la température suivie d'une phase de refroidissement. On peut expliquer ce phénomène soit par une meilleure qualité du microcontact consécutive à la pression élevée exercée par le grain, soit par la formation d'un autre microcontact en parallèle avec le premier.

Le zoom 2 fait apparaître deux flashes de type 2 (entourés en pointillé) avec une diminution brutale de la température par rapport à la courbe de refroidissement extrapolée (trait en pointillé). Le premier flash correspond nécessairement à la rupture d'un pont de matière en phase de refroidissement puisque la jonction revient plus rapidement à l'équilibre thermique. Suite à cette rupture, la jonction est fragilisée ce qui se manifeste par la présence d'un bruit sur l'intervalle de temps entre 5,4 ms et 5,5 ms. Le bruit disparaît après l'action d'un nouveau grain (entouré en rouge). Le même phénomène apparaît à l'instant $t = 12,25\ \text{ms}$ sur le zoom 3. Ces observations montrent que les flashes de type 2 peuvent aussi correspondre à des grains

détruisant ou fragilisant un microcontact. Lors de la formation d'un copeau ou en présence d'un bourrelet frontal, un certain volume de matière est présent en avant du grain, ce qui doit réaliser un microcontact temporaire entre la feuille et la pièce pendant un temps très court car l'angle de coupe d'un grain est fortement négatif. Les signaux de type 1 peuvent créer ou renforcer un nouveau microcontact puisqu'ils contiennent une phase de refroidissement.

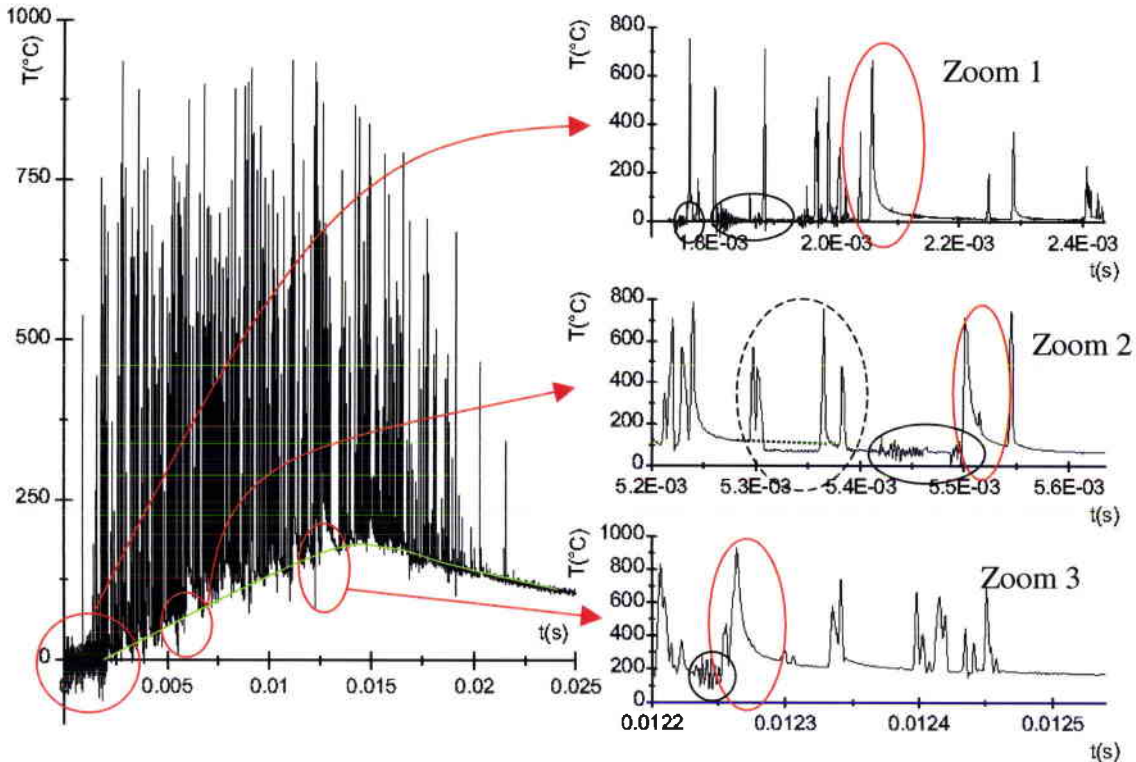


Figure 4.6 : Température mesurée pour un thermocouple en 100Cr6 présentant un contact incertain avant rectification. Conditions de rectification : $a = 6 \mu\text{m}$, $V_w = 80 \text{ mm/s}$, $V_s = 27,5 \text{ m/s}$

La feuille de constantan est soumise directement à l'action des grains, chaque grain impose sa température sur une petite surface de la feuille (10 % à 20 % pour une largeur de 0,5 mm).

Les flashes de type Dirac ne modifient pas la température de fond et le refroidissement en moins de $1 \mu\text{s}$ correspond à une perte de contact entre le volume de matière déformée plastiquement et la feuille de constantan. Nous allons analyser les courbes de température locales directement exploitables qui contiennent une phase de refroidissement continue car elles garantissent un enregistrement de la réalité physique avec un contact permanent entre la feuille et la pièce. L'hypothèse la plus probable correspond à l'augmentation de la

température de la jonction suite au passage d'un grain sur un microcontact existant ou dans son voisinage très proche. Nous allons relever les courbes de température locale à différents instants dans l'arc de contact meule/pièce. Celles-ci comportent une montée en température extrêmement rapide de quelques microsecondes et une phase de refroidissement pouvant durer quelques dizaines de microsecondes. Les vitesses de chauffage détectées sont de l'ordre de $100\text{ }^{\circ}\text{C}/\mu\text{s}$, ce qui démontre que le thermocouple est sensible à un apport d'énergie durant un temps très court.

IV.3 Etude de la température locale consécutive à l'action d'un grain

IV.3.1 Mise en équation du problème

Nous allons déterminer le champ de température à la surface de la pièce en considérant une source mobile se déplaçant à la vitesse V_s . Le premier objectif est de déterminer la distance grain/microcontact à partir duquel ce microcontact subit une variation sensible de température consécutive au passage d'un grain. Le modèle permettra aussi de déterminer l'erreur sur le maximum de température en fonction de la fréquence d'échantillonnage et de la bande passante de l'ensemble capteur et conditionneur de signal. L'épaisseur d'un microcontact étant de l'ordre du micron, la température mesurée est moyennée sur cette épaisseur. Il s'agira alors de déterminer l'évolution de la température en sous couche

La dimension caractéristique de la source mobile dans le sens de déplacement du grain sera calculée à partir de temps de chauffage de la jonction du thermocouple. La largeur de la source correspond à la largeur d'engagement du grain dans la matière et peut être déterminée à partir de la largeur du sillon. Faute d'informations sur la largeur de contact grain/pièce, la surface de contact sera assimilée à un carré de côté l_{wf} ou à une surface circulaire de diamètre l_{wf} . Ce diamètre est estimé par le temps de chauffage local de la jonction du thermocouple.

Nous allons supposer que :

- Le flux q_{wf}^w absorbé par la pièce sous le grain est uniforme.
- le nombre de Peclet local $Pe_{wf} = \frac{V_s l_{wf}}{\alpha_w}$ est de l'ordre de 500 pour une vitesse V_s de 30 m/s et une longueur de contact l_{wf} de $100\text{ }\mu\text{m}$. L'hypothèse d'un régime quasi stationnaire est valable sur la longueur de contact car le temps nécessaire à l'établissement de ce régime est d'autant plus faible que le nombre de Peclet est élevé. Lavine [4.3] note que pour $Pe_{wf} > 8$, la température au centre de la source atteint 95 %

CHAPITRE 4 : Détermination de la température locale et du flux local

de sa valeur en régime stationnaire après une distance parcourue de moins d'une longueur de source.

- Les échanges de chaleur par rayonnement et par convection avec l'air sont négligés par rapport au flux imposé par le grain.
- La surface de la pièce est supposée parfaitement plane, ce qui est discutable pour une modélisation à l'échelle du grain car la rugosité R_{\max} (maximum de la hauteur des irrégularités du profil pour une saillie et un creux consécutifs) peut atteindre $10 \mu\text{m}$ après rectification (pour les conditions de rectification du chapitre 3).
- Dans cette partie, le diamètre de la source mobile varie peu au voisinage du capteur et sera égal à $100 \mu\text{m}$.
- Les propriétés thermophysiques seront moyennées sur l'intervalle de variation de température étudié.
- La pièce est supposée semi infinie, homogène et isotrope.
- L'étude qui va suivre ne prend pas en compte le caractère intrusif du thermocouple.

Nous pouvons déterminer le champ de température à partir de la théorie de Jaeger [4.4] sur la conduction de la chaleur dans les solides. A partir de la solution pour une source ponctuelle, la solution de la source mobile pour un flux de chaleur uniforme q_{wf}^w , rectangulaire de longueur l_{wf} et de largeur b_{wf} , se déplaçant à la vitesse V_s (Figure 4.7) est :

$$\delta T(x, y, z) = \frac{q_{\text{wf}}^w}{4\pi\lambda_w} \int_{-\frac{l_{\text{wf}}}{2}}^{\frac{l_{\text{wf}}}{2}} \int_{-\frac{b_{\text{wf}}}{2}}^{\frac{b_{\text{wf}}}{2}} \frac{\exp\left[-\frac{V_s}{2\alpha_w} \left(\left((x-x_1)^2 + (z-z_1)^2 + y^2 \right)^{1/2} - (x-x_1) \right)\right]}{\left((x-x_1)^2 + (z-z_1)^2 + y^2 \right)^{1/2}} dx_1 dz_1 \quad (4.5)$$

Les coordonnées (x, y, z) sont définies dans le repère mobile lié à la source (donc au grain).

Lorsque la surface de la source est circulaire et a pour rayon $l_{\text{wf}}/2$ (Figure 4.8), l'intégration s'effectue en coordonnées cylindriques et la solution devient :

$$\delta T(x, y, z) = \frac{q_{\text{wf}}^w}{4\pi\lambda_w} \int_{\theta=0}^{\theta=2\pi} \int_{r=0}^{r=l_{\text{wf}}/2} \frac{\exp\left[-\frac{V_s}{2\alpha_w} \left(\left((x-r\cos(\theta))^2 + (z-r\sin(\theta))^2 + y^2 \right)^{1/2} - (x-r\cos(\theta)) \right)\right]}{\left((x-r\cos(\theta))^2 + (z-r\sin(\theta))^2 + y^2 \right)^{1/2}} r dr d\theta \quad (4.6)$$

L'écart de température δT correspond à l'augmentation de température qui prend pour référence la température de fond T_{wb} . Dans les modélisations utilisant une approche tridimensionnelle, on considère la surface circulaire ou encore une largeur d'engagement du grain dans la matière égale à la longueur de contact. La longueur de contact est déterminée à

partir du temps de chauffage mais la largeur du sillon dépend de la forme du grain. Les intégrales doubles des équations (4.5) et (4.6) sont calculées numériquement par le logiciel Mathematica avec la méthode de Gauss-Konrad.

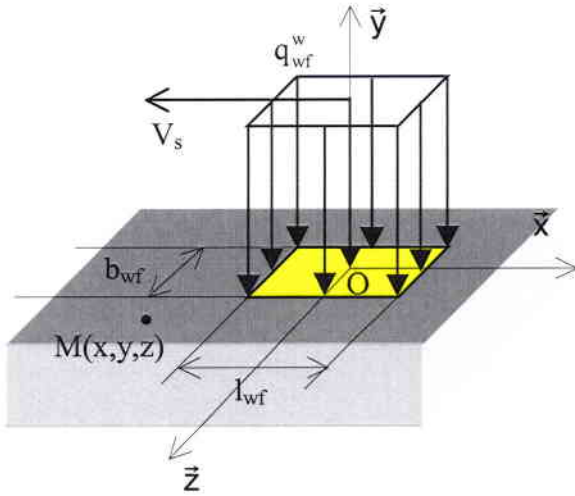


Figure 4.7 : Source mobile liée au grain de forme rectangulaire

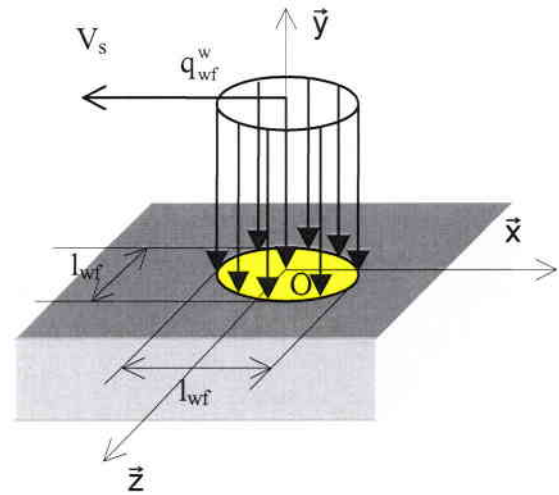


Figure 4.8 : Source mobile liée au grain de forme circulaire

Les graphes de la Figure 4.9 et de la Figure 4.12 et représentent le champ de température à la surface (profondeur de 0,1 μm sous le grain) respectivement pour une source carrée et pour une source circulaire. Afin de mieux appréhender ces champs de température, plusieurs courbes ont été tracées dans différents plans suivant x (Figure 4.11 et Figure 4.14) et suivant z (Figure 4.10 et Figure 4.13). Nous remarquons que la conduction dans le sens du mouvement est inexistante directement sous la source en raison du nombre de Peclet très élevé. La diffusion suivant l'axe z commence à être visible pour une longueur parcourue de 1 mm ce qui correspond à la moitié de l'arc de contact et à une durée de 33 μs pour un grain se déplaçant à la vitesse de 30 m/s. Ce phénomène se justifie par la valeur du nombre de Fourier qui est de 2 pour une distance de 10 μm et de 0,02 pour 100 μm . Si on néglige les variations de flux sur une distance de l'ordre de 100 μm , un état quasi stationnaire s'établit sur cette distance. Au voisinage du point de mesure et en se plaçant dans le repère pièce (coordonnées Lagrangienne), il est possible de définir l'évolution de la température en fonction du temps en effectuant le changement de variable :

$$x(t) = V_s t + \frac{l_{wf}}{2} \quad (4.7)$$

CHAPITRE 4 : Détermination de la température locale et du flux local

L'origine des temps est fixée lorsque le point de la surface vient en contact avec la source mobile. La Figure 4.11 montre que la largeur de la bande affectée thermiquement augmente au cours du temps et que le refroidissement devient plus rapide lorsque l'on s'éloigne de l'axe du grain (z augmente) en raison de la conduction latérale avec le reste de la pièce plus froide.

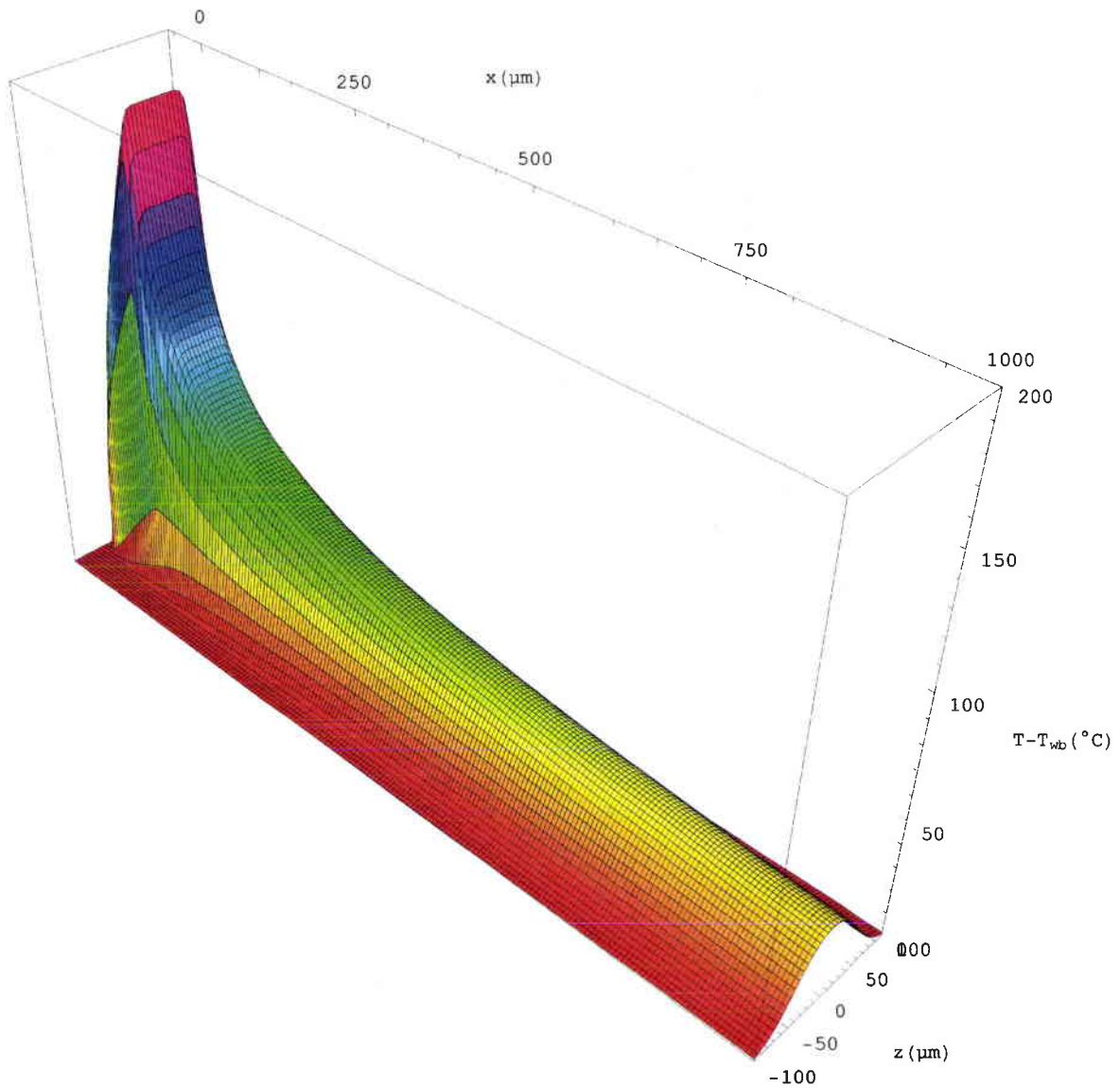


Figure 4.9 : Champ de température à la surface de la pièce pour une surface de contact carrée pour une vitesse V_s de 30 m/s, une longueur et une largeur de source $l_{wf} = b_{wf} = 100 \mu\text{m}$ et un flux $q_{wf}^w = 2400 \text{ W/mm}^2$

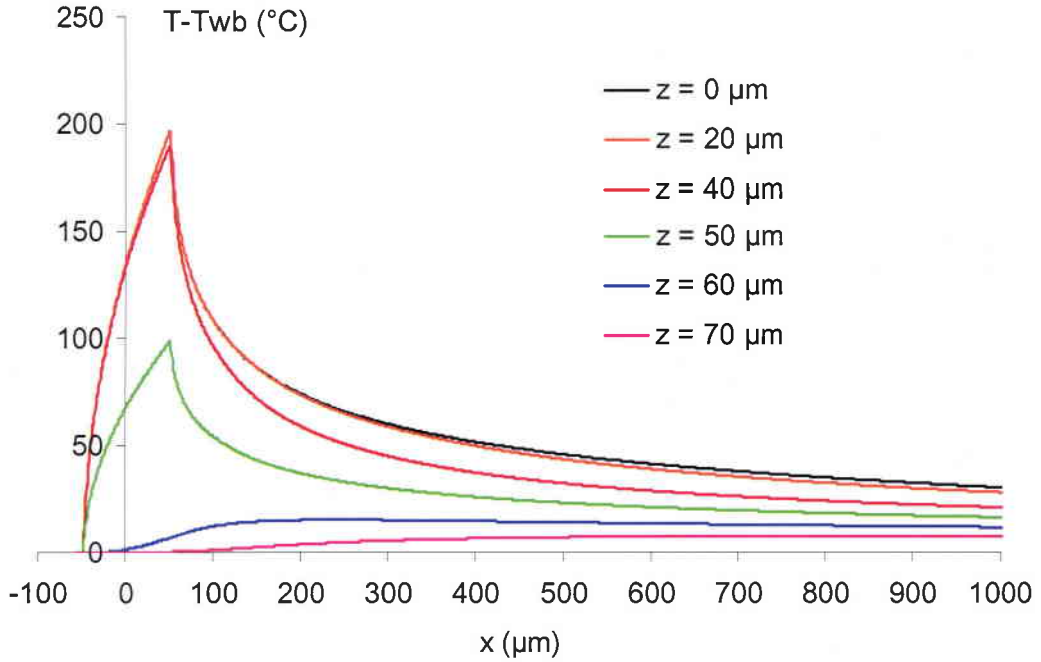


Figure 4.10 : Evolution latérale de l'écart de température $T-T_{wb}$ à la surface de la pièce en fonction de x pour une source carrée uniforme d'intensité $q_{wf}^w = 2400 \text{ W/mm}^2$ de dimension $l_{wf} = 100 \mu\text{m}$ se déplaçant à la vitesse $V_s = 27 \text{ m/s}$.

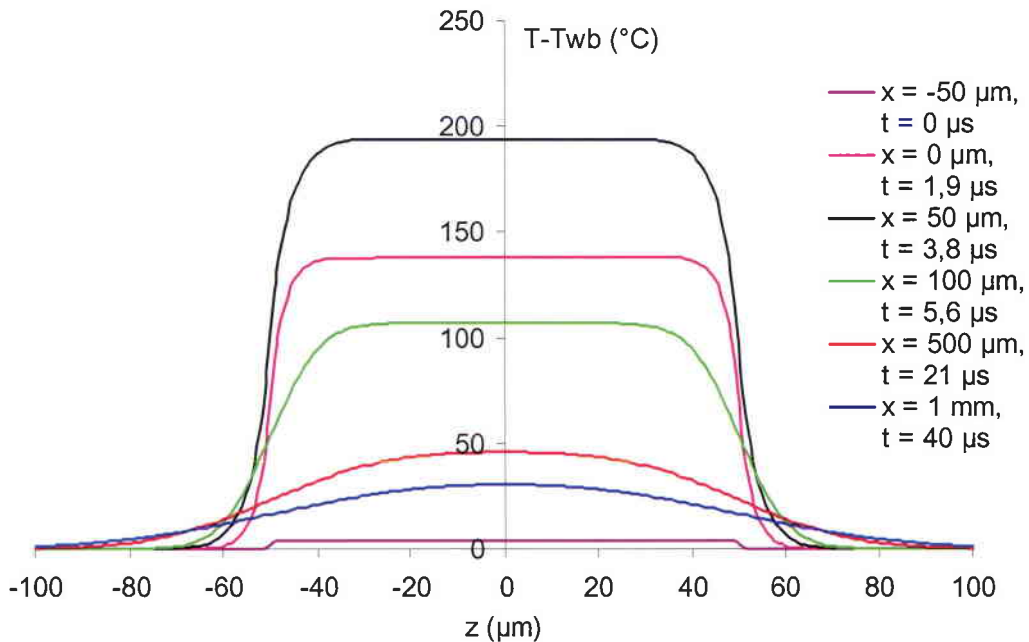


Figure 4.11 : Evolution longitudinale ou temporelle de l'écart de température $T-T_{wb}$ à la surface de la pièce en fonction de z pour une source carrée uniforme d'intensité $q_{wf}^w = 2400 \text{ W/mm}^2$ de dimension $l_{wf} = 100 \mu\text{m}$ se déplaçant à la vitesse $V_s = 27 \text{ m/s}$.

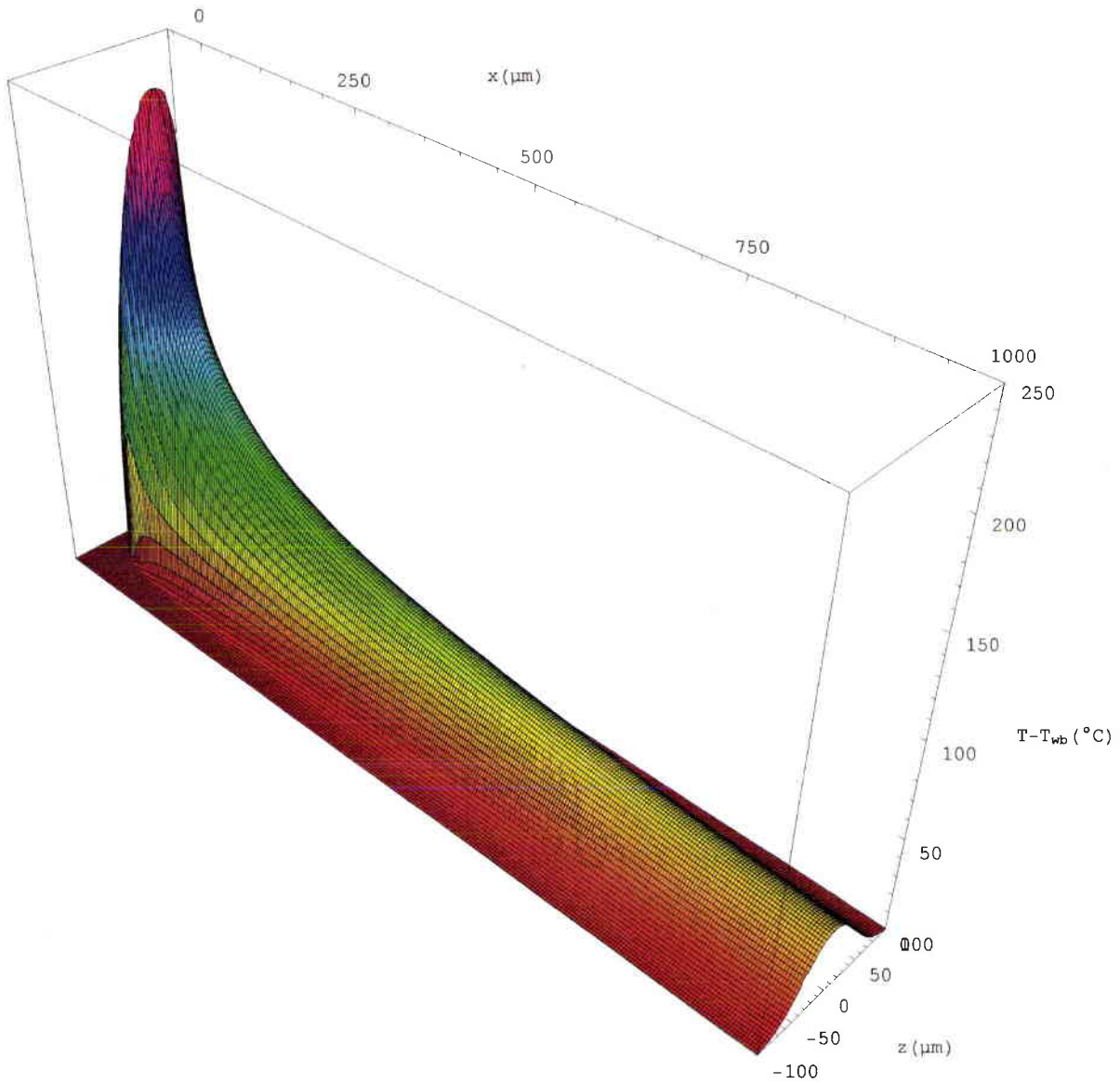


Figure 4.12 : Champ de température à la surface de la pièce pour une surface de contact circulaire pour une vitesse V_s de 30 m/s, une longueur et une largeur de source $l_{wf} = b_{wf} = 100 \mu\text{m}$ et un flux $q_{wf}^w = 3000 \text{ W/mm}^2$

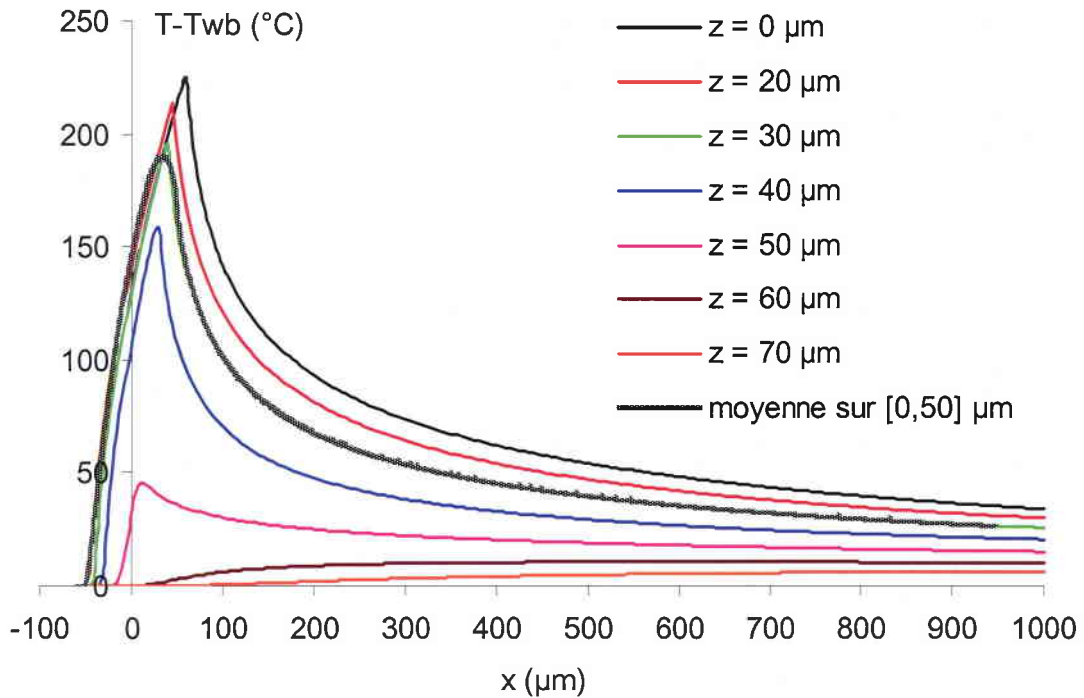


Figure 4.13 : Evolution latérale de l'écart de température $T-T_{wb}$ à la surface de la pièce en fonction de x pour une source circulaire uniforme d'intensité $q_{wf}^w = 3000 \text{ W/mm}^2$ de diamètre $l_{wf} = 100 \text{ μm}$ se déplaçant à la vitesse $V_s = 27 \text{ m/s}$

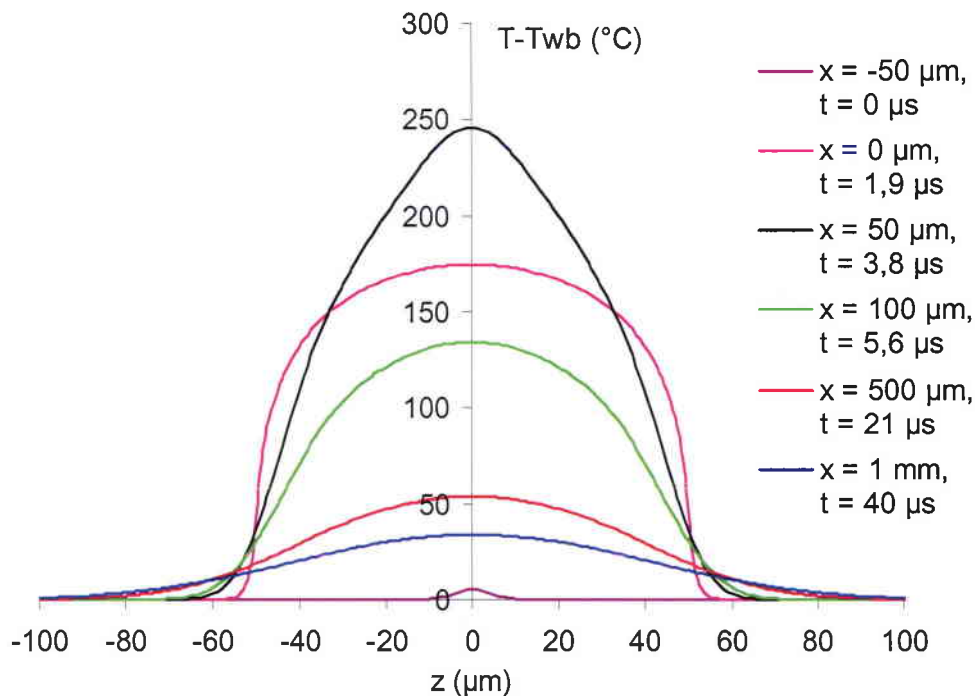


Figure 4.14 : Evolution longitudinale ou temporelle de l'écart de température $T-T_{wb}$ à la surface de la pièce en fonction de z pour une source circulaire uniforme d'intensité $q_{wf}^w = 3000 \text{ W/mm}^2$ de diamètre $l_{wf} = 100 \text{ μm}$ se déplaçant à la vitesse $V_s = 27 \text{ m/s}$

Nous pouvons conclure que les pics de température ,détectés par le capteur, sont liés aux grains passant directement sur un microcontact existant ou créant un microcontact par déformation plastique. Les grains frottant passant à côté d'un microcontact ne peuvent être détectés par le thermocouple. Si un grain déforme plastiquement la matière en formant un bourrelet frontal d'une longueur supérieure à l'épaisseur de mica (soit environ 5 μm), un contact temporaire peut s'établir et un pic de Dirac apparaît pendant la durée du contact copeau/électrode. Ce dernier participe ,malgré tout, à l'augmentation de la température de fond.

Pour un flux uniforme de forme carrée, la température d'un microcontact dépend peu de sa position par rapport à l'axe du grain comme le montre la Figure 4.11. Si ce dernier est directement sous le grain, la température mesurée est très proche de la valeur moyenne sous le grain. Si le microcontact est présent sur les bords de la source, la température mesurée sera plus faible que la température moyenne. Lorsque la surface de contact grain/pièce est circulaire, la température varie davantage transversalement. Cependant, pour une même puissance absorbée par la pièce sous le grain, la valeur moyenne de la température sous le grain est pratiquement égale à celle obtenu pour une surface carrée. L'hypothèse d'un flux uniforme sous le grain est probablement éloignée de la réalité en raison des variations de la pression de contact sous le grain. Des études en sclérométrie menée par H. Hamdi [4.5] ont montré qu'il pouvait exister sur un même grain plusieurs arrêtes de coupe. Le Champ de pression sous un grain est donc loin d'être uniforme mais l'état des connaissances actuelles en rectification (manque d'information sur le champ de déformation sous le grain, sur sa forme) ne permettent pas de définir autre chose qu'un flux uniforme dans la zone de contact.

IV.3.2 Profondeur affectée thermiquement suite à l'action d'un grain

Afin de déterminer la profondeur de la pièce affectée par l'action d'un grain, nous avons représenté l'évolution de la température en sous couche en fonction de y . On remarque que le maximum de température décroît très rapidement sur une épaisseur de 20 μm . L'acuité des pics est d'autant plus prononcée que l'on se rapproche de la surface de contact avec le grain. La température maximale chute de 25 % sur 2 μm et de 50 % sur 5 μm pour une source de 100 μm de diamètre et une vitesse de 30 m/s. On en déduit que la mesure de la température de contact grain/surface rectifiée nécessite une jonction dont l'épaisseur est de l'ordre du micron. La vitesse relative de refroidissement est d'autant plus rapide que l'on se rapproche de la

CHAPITRE 4 : Détermination de la température locale et du flux local

surface. Il faut noter que les débuts des courbes de refroidissement sont confondus sur une épaisseur de 2 micromètres.

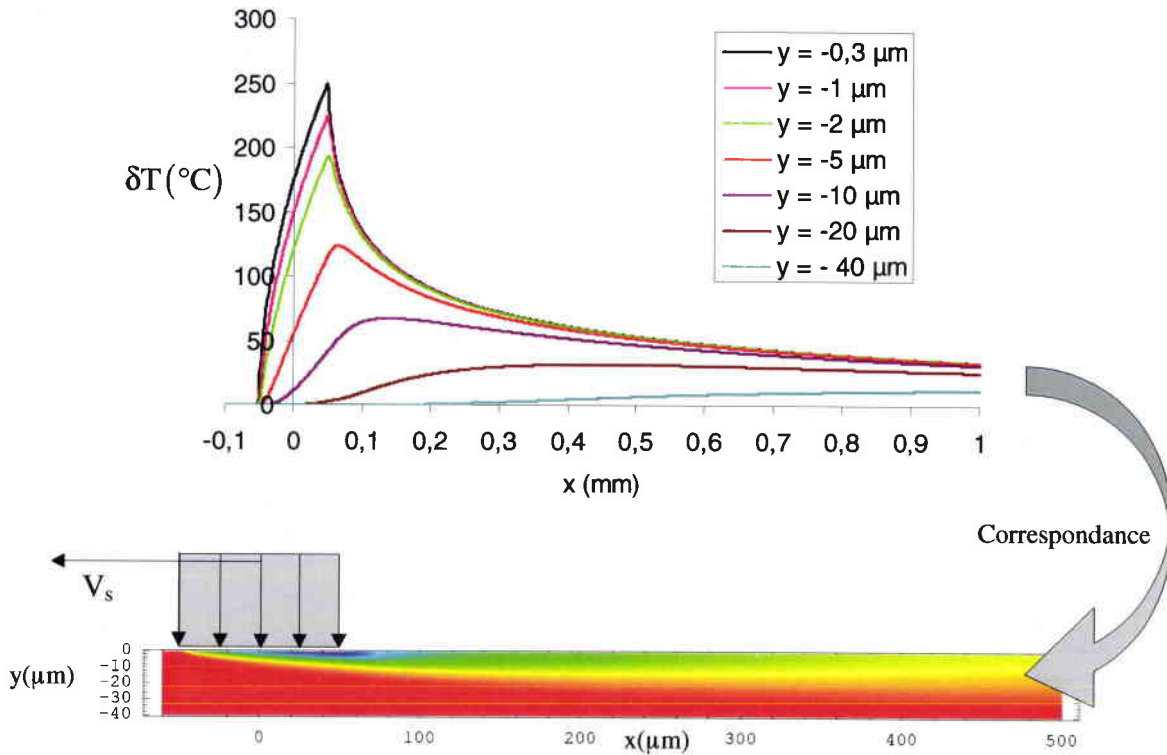


Figure 4.15 : Evolution de la température en sous couche pour une source mobile circulaire d'intensité $q_{wg} = 3 \text{ kW/mm}^2$ de diamètre $l_{wf} = 100 \mu\text{m}$ se déplaçant à la vitesse $V_s = 30 \text{ m/s}$.

IV.3.3 Influence du diamètre de contact grain/pièce sur la durée de la phase de refroidissement

Au cours de rectification, la profondeur de passe par grain change en fonction du diamètre du grain, de sa forme et de sa hauteur par rapport à la surface rectifiée. L'analyse des courbes locales de température montre que le refroidissement est plus ou moins rapide pour un même saut de température. Voyons si cette variation peut être due à la présence d'une ou plusieurs jonctions en parallèle avec celle qui est sollicitée thermiquement. Nous avons montré précédemment que l'écart de température mesuré δT_j était une fonction linéaire des écarts de température δT_{jk} des jonctions k . Celle-ci s'exprime par :

$$\delta T_j = \sum_{k=1}^n \beta_k \delta T_{jk} \quad (4.8)$$

Avec :

$$\beta_k = \frac{b_k}{b_j} \quad (4.9)$$

En première approximation, nous allons considérer qu'un microcontact k se comporte comme un système du premier ordre de constante de temps τ_k . Déterminons τ_j la constante de temps globale du thermocouple. Si à l'instant $t = 0$, la jonction k subit une variation de température δT_{jk0} , la jonction refroidit alors suivant la loi :

$$\delta T_{jk} = \delta T_{jk0} \exp\left(-\frac{t}{\tau_k}\right) \quad (4.10)$$

Les autres microcontacts, ne se trouvant pas sous le grain, gardent la même température.

L'écart de température mesuré au cours du temps est alors :

$$\delta T_j = \beta_k \delta T_{jk0} \exp\left(-\frac{t}{\tau_k}\right) = \delta T_{j0} \exp\left(-\frac{t}{\tau_j}\right) \quad (4.11)$$

Par identification, on en déduit que la constante de temps τ_j de la jonction est égale à la constante de temps τ_k du microcontact sollicité.

Dérivons la température δT_j par rapport au temps :

$$\frac{dT_j}{dt} = -\frac{\delta T_{j0}}{\tau_j} \exp\left(-\frac{t}{\tau_j}\right) \quad (4.12)$$

A partir des équations (4.11) et (4.12), on en déduit que :

$$\frac{1}{\delta T_{j0}} \frac{dT_j}{dt} = \frac{1}{\delta T_{jk0}} \frac{dT_{jk}}{dt} \quad (4.13)$$

Les vitesses de refroidissement relatives de la jonction et du microcontact k sont donc identiques et indépendantes du nombre de microcontacts. Seule la sensibilité et la précision de la mesure sont affectées par le nombre de microcontact. Pour une même température initiale imposée, le nombre de microcontacts ne peut pas justifier les variations sur le temps de refroidissement de la jonction.

Si on suppose que la constante de temps de la jonction est suffisamment faible par rapport à la constante de temps du phénomène lié à l'action d'un grain, pour un même écart de température, la vitesse de refroidissement peut être plus rapide si la surface de contact grain/pièce est plus faible. Afin de vérifier cette propriété, nous avons déterminé les températures maximales à la surface de la pièce à vitesse V_s et flux q_{wf}^w identiques pour

différents diamètres de contact. Afin de pouvoir comparer les vitesses de refroidissement entre elles, les écarts de températures sont normalisés par rapport à l'écart de température maximale. Le graphe de la Figure 4.16 montre que la courbe de refroidissement est très sensible au diamètre de la source. Nous montrons qu'il est nécessaire de prendre en compte les dimensions de la source et que l'approximation d'une source ponctuelle ne permet pas de décrire correctement le champ de température en surface. Nous pouvons aussi en déduire qu'une incertitude de 10 μm sur la longueur l_{wf} a peu d'influence sur la vitesse de refroidissement pour des diamètres de source voisins de 100 μm .

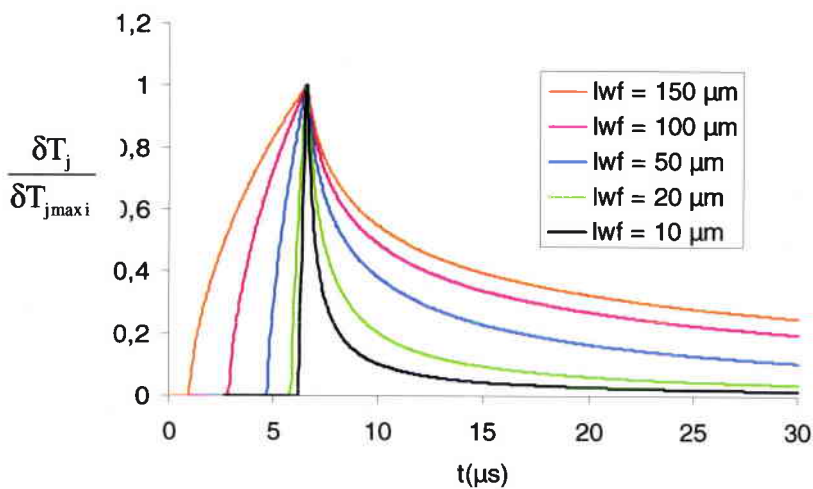


Figure 4.16 : Mise en évidence de l'influence du diamètre de contact du grain l_{wf} sur la vitesse de refroidissement pour $V_s = 26,5 \text{ m/s}$.

IV.3.4 Fréquence d'acquisition et bande passante nécessaire pour l'étude locale

La précision de la mesure de température de contact grain/surface rectifiée dépend :

- du temps de réponse du thermocouple qui doit être suffisamment faible pour détecter le passage des grains,
- de la bande passante compatible avec celle du capteur,
- de la fréquence d'acquisition ou d'échantillonnage. Elle doit être au moins deux fois supérieure à la fréquence de coupure de l'ensemble {capteur + conditionneur de signal}. Elle doit être suffisamment élevée pour détecter le passage des grains.

Nous allons considérer que la fonction transfert de toute la chaîne d'acquisition se caractérise par une fonction du premier ordre. Les mesures de température locale des grains par pyrométrie à fibre optique, effectuées par Ueda [4.6], sont réalisées avec un amplificateur de

bande passante à -3 dB de 300 kHz et le temps de réponse de la cellule InAs utilisée possède une constante de temps de 1 μ s. La fibre est montée dans un trou borgne situé à une distance minimale de 20 μ m de la surface rectifiée. Ueda justifie que la constante de temps de la cellule est suffisamment faible car le phénomène lié au passage d'un grain dure plusieurs dizaines de microseconde. Ceci semble discutable car nous avons montré que le temps de montée en température ainsi que le temps de contact d'un grain avec un point de la pièce était de l'ordre de la microseconde (3,33 μ s pour un diamètre de contact de 100 μ m et une vitesse V_s de 30 m/s). De plus, le rayonnement du trou est détecté à 20 μ m sous la surface rectifiée, et l'étude précédente (Figure 4.15) a montré qu'à cette profondeur les flashes ne sont plus détectables. Malgré tout, Ueda mesure des pics de températures de plus de 1100°C à 20 μ m en sous couche. Ces résultats sont très surprenants et probablement lié à la modification du champ de température au voisinage du trou de diamètre 0,4 mm.

La bande passante de l'ensemble {capteur+conditionneur de signal} doit être adaptée au contenu fréquentiel de la grandeur à mesurer. A partir de la réponse $\delta T_j(t)$ obtenue dans la partie précédente, nous pouvons déterminer l'erreur sur la température maximale en appliquant différents filtres passe bas. Cette étude reste à effectuer et ne sera pas présentée dans ce mémoire. Nous pouvons affirmer que les performances (Bande passante 500 kHz) du système d'acquisition et de l'amplificateur sont supérieures à celles rencontrées dans la littérature. Un calcul rapide à partir de la théorie de la source mobile, montre que l'erreur sur la température locale maximale reste inférieure à 10 % tant que le diamètre de la source reste voisin de 100 μ m. Pour de plus petits diamètres de contact (grain plus petits, profondeurs d'engagement par grain plus faible), cette erreur n'est plus négligeable. En revanche, la phase de refroidissement est correctement décrite.

IV.4 Validation expérimentale de l'hypothèse de détection d'un grain frottant

IV.4.1 Bilan énergétique global

Le matériau usiné est un acier faiblement allié 100Cr6 traité à 60 HRC. La profondeur de passe nominale est de 20 μm . La largeur d'engagement de la meule dans la pièce a été réduite à 4 mm afin de diminuer les efforts de coupe et ainsi limiter la déflexion statique de la broche porte meule. La profondeur de passe réelle a été mesurée au voisinage de la jonction du capteur à l'aide du capteur optique Stil basé sur le principe de la microscopie confocale à champ étendu. Sa gamme de mesure est de 300 μm et sa résolution est de 0,02 μm . Deux marches ont été réalisées de part et d'autre de la jonction afin de s'affranchir de l'incertitude de remise en position de la machine. Le profil de la surface est relevé avant et après rectification dans deux plans P1 et P2 situés à 5 mm symétriquement par rapport au plan perpendiculaire à la vitesse de coupe (Figure 4.17).

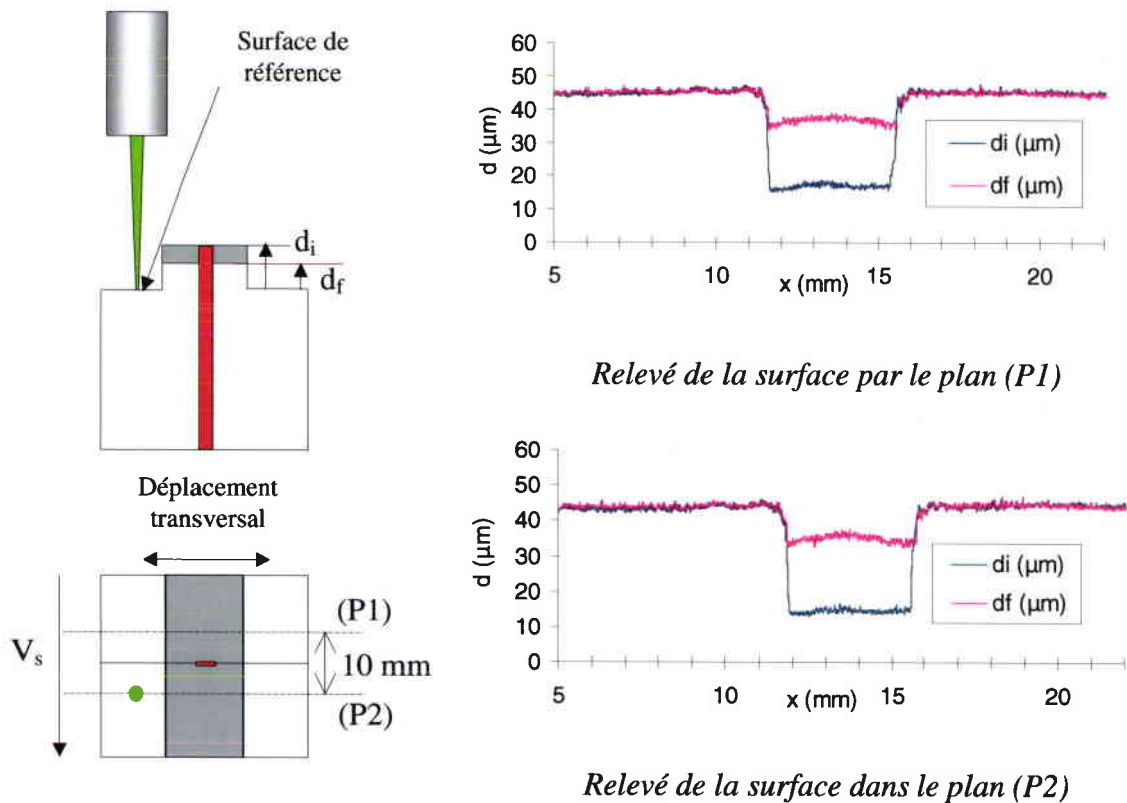


Figure 4.17 : Méthode de mesure de la profondeur de passe réelle avec le capteur Stil et relevés du profil dans deux plans symétriques par rapport au thermocouple

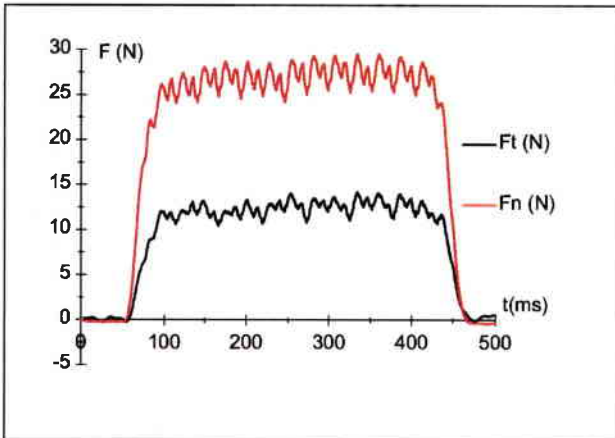


Figure 4.18 : Efforts normal et tangentiel en fonction du temps

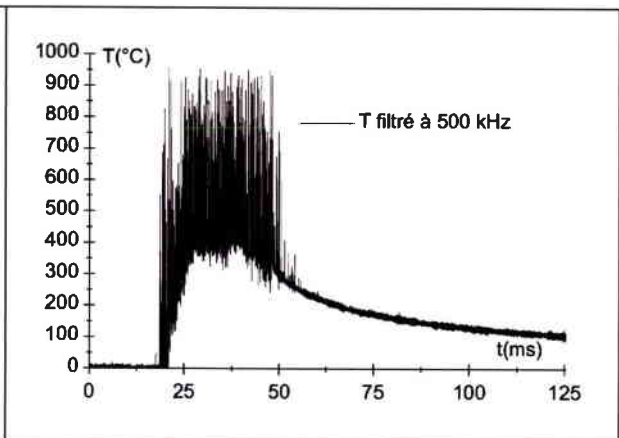


Figure 4.19 : Température mesurée filtrée à 500 kHz

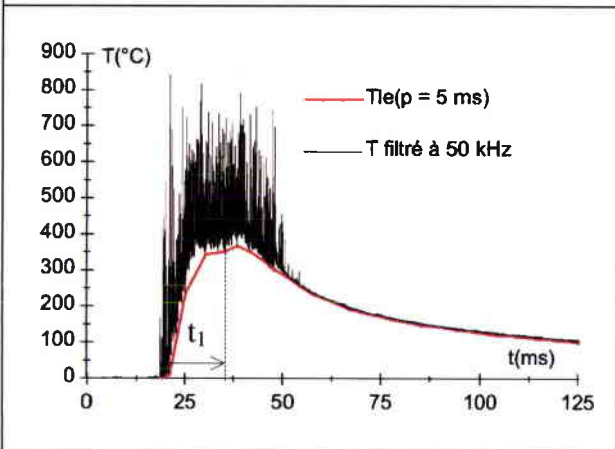


Figure 4.20 : Température mesurée filtrée à 50 kHz et enveloppe inférieure

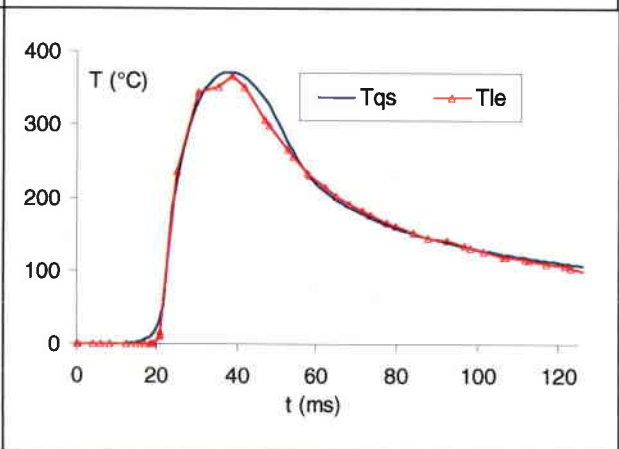


Figure 4.21 : Détermination du flux q_w par calage de T_{qs} sur T_{le}

Le balayage s'effectue transversalement de manière à déterminer la quantité de matière réellement enlevée :

$$Z_w = ab_w V_w \quad (4.14)$$

$$\text{et } a = d_i - d_f \quad (4.15)$$

d_i et d_f sont les écarts moyens initial et final par rapport à la surface de référence.

Nous pouvons déterminer, dans un premier temps, le flux global q_m^w absorbé par la pièce en suivant la méthode utilisée dans le chapitre précédent. Les efforts de coupe, filtrés à 50 Hz, sont représentés sur la Figure 4.18. La température de fond est donnée par la courbe enveloppe inférieure (Figure 4.20) du signal filtré à 50 kHz. Une partition de 5 ms a été choisie conformément à l'étude précédente. A partir du temps de contact meule/électrode et de la vitesse d'avance V_w , on détermine la longueur de contact réelle meule/pièce et ainsi la longueur de la source mobile. Grâce au logiciel Marc, le flux global q_m^w est déterminé en

CHAPITRE 4 : Détermination de la température locale et du flux local

calant le profil de température théorique en régime quasi stationnaire T_{qs} sur la courbe enveloppe inférieure T_{ie} (figure 54) qui correspond à la température de fond. Pour l'essai effectué, nous remarquons que le calage dans la zone de refroidissement permet d'obtenir une bonne corrélation entre les maxima de température. La connaissance de la puissance moyenne P_t , de la surface de contact meule/pièce $b_w l_e$ et du flux moyen absorbé q_m^w permet l'estimation du coefficient de répartition R_w . Celui-ci est de $0,7 \pm 0,1$, ce qui est en accord avec les valeurs trouvées par Rowe et Black. La mesure de la profondeur de passe réelle permet de déterminer la quantité de matière effectivement enlevée. La puissance totale maximale évacuée dans les copeaux peut alors être déterminée en considérant que la température de fusion du copeaux est atteinte. La température flash mesurée ne correspond pas à la température du copeau mais à une température intermédiaire entre celle du copeau (maximum 1500 °C) et la feuille de constantan (variant entre 20 °C et 400 °C) correspondant à la température de contact. La puissance totale maximale évacuée par les copeaux est :

$$P_{ch} = \rho_w C_w Z_w T_{ch} = 51 \text{ W} \quad (4.16)$$

La chaleur spécifique et la masse volumique du matériau sont moyennées sur [20,1300°C]. Notons que cette puissance représente 15 % de la puissance totale de rectification ce qui n'est pas négligeable.

CHAPITRE 4 : Détermination de la température locale et du flux local

Les grandeurs d'entrée mesurées et calculées sont répertoriées dans le tableau suivant :

| | |
|---|---|
| Fréquence de rotation : | $N_s = 2300 \text{ tr/min}$ |
| Diamètre de la meule : | $D_s = 220 \text{ mm}$ |
| Vitesse de la meule : | $V_s = 26,5 \text{ m/s}$ |
| Vitesse d'avance : | $V_w = 75 \text{ mm/s}$ |
| Largeur d'engagement : | $b_w = 4 \pm 0,05 \text{ mm}$ |
| Largeur de la feuille de constantan : | $b_c = 0,65 \text{ mm}$ |
| Profondeur de passe réelle : | $a = 20 \pm 0,5 \mu\text{m}$ |
| Débit copeau : | $Z_w = 7 \pm 0,25 \text{ mm}^3/\text{s}$ |
| Epaisseur de coupe équivalente : | $h_{eq} = 0,055 \pm 0,002 \mu\text{m}$ |
| Effort tangentiel moyen de coupe (filtré 50 Hz) : | $F_t = 12,5 \pm 1 \text{ N}$ |
| Puissance totale moyenne : | $P_t = 330 \pm 30 \text{ W}$ |
| Energie spécifique de rectification du 100Cr6 : | $u = 47 \pm 5 \text{ J/mm}^3$ |
| Temps de contact meule/électrode : | $t_{cs} = 32 - 35 \text{ ms}$ avec $\delta T = 30 \text{ }^\circ\text{C}$ |
| Longueur de contact réelle : | $l_c = 2,4 - 2,6 \text{ mm}$ |
| Flux total de chaleur produit : | $q_m^t = 32,5 \pm 3,5 \text{ W/mm}^2$ |
| Température maximale locale sous un grain : | supérieure à $970 \text{ }^\circ\text{C}$ |
| Température maximale globale par l'enveloppe inférieure : | $T_{le,max} = 390 \pm 10 \text{ }^\circ\text{C}$ |
| Flux global absorbé par la pièce : | $q_m^w = 23 \pm 2 \text{ W/mm}^2$ |
| Puissance maximale évacuée par les copeaux : | $P_{ch} \leq 51 \text{ W}$ |
| Coefficient de répartition R_w : | $R_w = 0,7 \pm 0,1$ |
| <i>Tableau 4.1</i> : Résultats de l'étude globale | |

IV.4.2 Détermination du flux local

L'étude précédente a permis de définir les grandeurs thermiques globales en terme de puissance et de flux absorbé par la meule, la pièce et les copeaux. Le flux global absorbé par la pièce est considéré comme triangulaire et continu. Ces considérations simplificatrices sont valables à une certaine profondeur que l'on peut estimer à quelques dizaines de microns. Le champ de température en sous couche est alors homogène contrairement à la surface rectifiée soumise à des températures flashes que nous avons pu mettre en évidence grâce à une acquisition à haute fréquence. La température en sous couche est liée au cumul de ces températures flashes résultant de l'action des différents grains. Nous allons tenter de déterminer le flux local absorbé par la pièce ou la jonction sous un grain frottant à la surface de la pièce. Seules les courbes de température présentant un écart de température supérieur à 300 °C et une phase de refroidissement ont été retenues dans un premier temps car elle correspondent aux grains les plus actifs passant sur le microcontact principal du thermocouple. La Figure 4.22 présente quelques signaux répondant à ces critères pour différents instants t_1 définis à partir du premier contact grain/électrode.

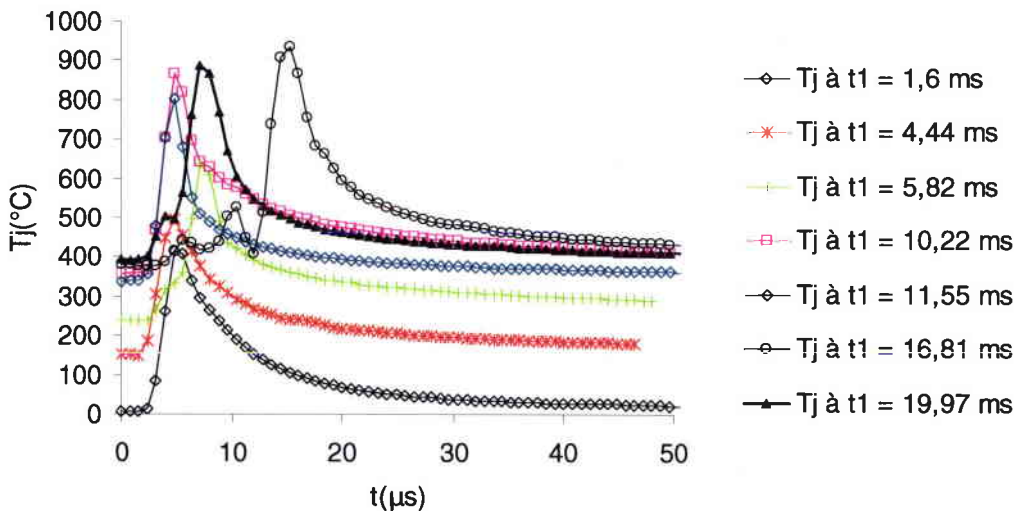


Figure 4.22 : Evolution de la température locale suite à l'action d'un grain sur la jonction principale du thermocouple

Afin de savoir si le signal mesuré correspond au frottement d'un grain directement sur la jonction du capteur, nous allons déterminer le champ de température à la surface de la pièce lors du passage d'une source de chaleur mobile se déplaçant à la vitesse du grain. La longueur de contact grain/pièce est fonction de la profondeur de pénétration du grain dans la pièce. Malkin [4.7] considère que le rapport l_{wf}/d_g peut varier entre 5 % et 50 % en fonction des

CHAPITRE 4 : Détermination de la température locale et du flux local

conditions de rectification. La fréquence d'acquisition étant de 1,25 MHz, un point est mesuré tout les 0,8 μ s. La période d'échantillonnage est notée T_e . Pour un grain se déplaçant à la vitesse de 30 m/s, la distance parcourue pendant la durée $T_e = 0,8 \mu$ s est égale à 24 μ m. D'après le graphe de la Figure 4.22, le temps de chauffage τ_{cj} de la jonction lors du contact grain/jonction varie entre $3T_e$ et $6T_e$. La longueur de la jonction entre la pièce et la feuille de constantan est égale à l'épaisseur de mica (soit 5 μ m) et, si on suppose un flux uniforme à l'interface {grain+copeau}/Jonction, la longueur totale de la source de chaleur constituée du copeau et du grain l_{cj} est donnée par :

$$l_{cj} = V_s \tau_{cj} \quad (4.17)$$

Celle-ci varie entre 72 μ m et 144 μ m pour les six courbes présentées sur la Figure 4.22, ce qui correspond à respectivement à 20 % et 40 % du diamètre moyen du grain. La principale source d'incertitude sur cette longueur est liée à la fréquence d'échantillonnage qui ne permet pas de mesurer un déplacement du grain inférieur à 24 μ m. Celle-ci est donc estimée à $\pm 12 \mu$ m. Si un grain forme un sillon à la surface de la pièce, un certain volume de matière déformée plastiquement est présent en avant du grain (bouffet frontal), on peut alors supposer que le temps de chauffage sera plus long.

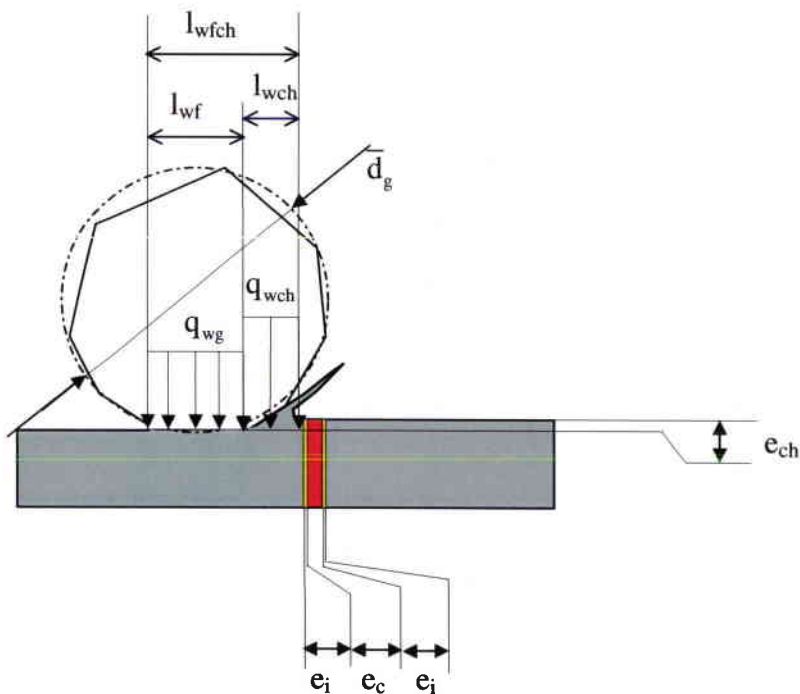


Figure 4.23 : Mode d'action d'un grain et définition des flux au voisinage de l'électrode. Les dimensions relatives sont respectées.

CHAPITRE 4 : Détermination de la température locale et du flux local

La Figure 4.23 décrit les flux de chaleur en présence dans le cas d'un grain présentant une surface frottante de diamètre l_{wf} et une zone de déformation plastique de longueur l_{sp} . Il n'est pas évident de distinguer l'élévation de température liée au frottement du grain et celle liée au contact du micro copeau avec la pièce. Dans le cas général, Le flux local absorbé par la jonction est donc constitué d'un flux q_{sp}^w lié à la formation et au cisaillement du micro copeau et d'un flux q_{wf}^w lié au frottement du grain.

En fonction du mode d'action d'un grain, si on suppose la largeur d'engagement du grain égale à la largeur du copeau, nous pouvons considérer que :

$$q_j = \frac{l_{sp}q_{sp}^w + l_{wf}q_{wf}^w}{l_{sp} + l_{wf}} \quad (4.18)$$

La longueur totale l_{cj} de chauffage de la jonction, correspondant au temps de montée en température t_{cj} , est alors :

$$l_{cj} = l_{sp} + l_{wf} \quad (4.19)$$

S'il s'agit d'un grain frottant en phase de déformation élastique :

$$q_j = q_{wf}^w \text{ et } l_{cj} = l_{wf} \quad (4.20) \quad , \quad (4.21)$$

S'il s'agit d'un grain présentant une surface d'usure très faible devant la longueur de la bande de cisaillement :

$$q_j = q_{sp}^w \text{ et } l_{cj} = l_{sp} \quad (4.22) \quad , \quad (4.23)$$

Le modèle de la source de chaleur mobile peut s'appliquer à la source équivalente constituée du grain et du volume déformé plastiquement. A partir de la solution analytique pour une source circulaire, nous pouvons déterminer la relation entre l'écart de température δT_j suite à l'action d'un grain et le flux local moyen q_j absorbé par la jonction du thermocouple.

Le solution précédente peut être mise sous la forme adimensionnelle :

$$\delta T_j(X, Y, Z) = \frac{q_j l_{cj}}{8\pi\lambda_w} \int_{\theta=0}^{\theta=2\pi} \int_{R=0}^{R=l_{cj}} \frac{\exp\left[-\frac{Pe_{wf}}{4} \left(\left((X - R \cos(\theta))^2 + (Z - R \sin(\theta))^2 + Y^2 \right)^{1/2} - (X - R \cos(\theta)) \right) \right]}{\left((X - r \cos(\theta))^2 + (Z - r \sin(\theta))^2 + Y^2 \right)^{1/2}} R dR d\theta \quad (4.24)$$

$I(X, Y, Z, Pe_{wf})$

$$\text{avec : } Pe_j = \frac{V_s l_{cj}}{\alpha_w}, \quad r_{cj} = \frac{l_{cj}}{2}, \quad X = \frac{x}{r_{cj}}, \quad Y = \frac{y}{r_{cj}}, \quad Z = \frac{z}{r_{cj}}, \quad R = \frac{r}{r_{cj}}$$

CHAPITRE 4 : Détermination de la température locale et du flux local

On note $I(X, Y, Z, Pe_j)$ l'intégrale double qui est sans dimension. La température maximale est obtenue au point de coordonnées $(1, 0, 0)$.

Dans l'essai effectué, le nombre de Peclet local varie entre 150 et 600, L'intégrale double au point $(1, 0, 0)$ peut être approchée par la fonction $\frac{A}{\sqrt{Pe_j}}$ où la constante A varie entre 13,44 et 13,83 respectivement pour $Pe_j = 150$ et $Pe_j = 600$. Une régression linéaire par la méthode des moindres carrés fournit le résultat suivant :

$$I(1, 0, 0) = \frac{A}{Pe_j^{0,5}} \text{ avec } A = 13,6631 \quad (4.25)$$

L'intervalle de confiance à 95 % sur A est [13.6393, 13.6869].

L'écart de température maximal est alors :

$$\delta T_{j\max} = \frac{A l_{cj} q_j}{8\pi \lambda_w \sqrt{Pe_j}} = 0,769 q_j \sqrt{\frac{l_{cj}}{(\lambda \rho C)_w V_s}} = \frac{0,769 q_j}{\kappa_w} \sqrt{t_{cj}} \quad (4.26)$$

Dans le cas d'une source carrée, le coefficient A est égal à 13,719. Il n'y a donc pas d'influence sensible entre les deux formes de source mobile pour le maximum de température atteint.

Dans le chapitre 2, nous avons montré qu'il existait une erreur de finesse sur la température locale de contact entre la feuille de constantan et le grain. Son expression est :

$$E_g = \frac{\kappa_g}{\kappa_c + \kappa_g} \sqrt{\frac{l_{cj}}{l_e}} \left(\epsilon_{cw} + R_w \left(1 - \frac{\kappa_c}{\kappa_w} \right) \right) \quad (4.27)$$

Pour une épaisseur de coupe équivalente $h_{eq} = 0,055 \mu\text{m}$, l'énergie spécifique du constantan est 50 J/mm^3 alors que celle du 100Cr6 est de 47 J/mm^3 . L'écart ϵ_{cw} est alors pratiquement nul et la perturbation lors de l'action d'un grain est quasiment inexistante. L'erreur de finesse est liée uniquement aux propriétés thermophysiques du constantan, de l'acier, du grain et au rapport l_{cj}/l_e . Ce dernier varie entre 0,025 et 0,05 ce qui engendre une erreur maximale E_g de 3 %. La présence d'une jonction entre la feuille et la pièce, qui n'a pas été pris en compte dans le calcul d'erreur, réduit encore cette erreur grâce au flux conductif dans le sens du mouvement. Nous considérerons donc que, pour l'essai effectué, l'erreur de finesse locale est négligeable.

CHAPITRE 4 : Détermination de la température locale et du flux local

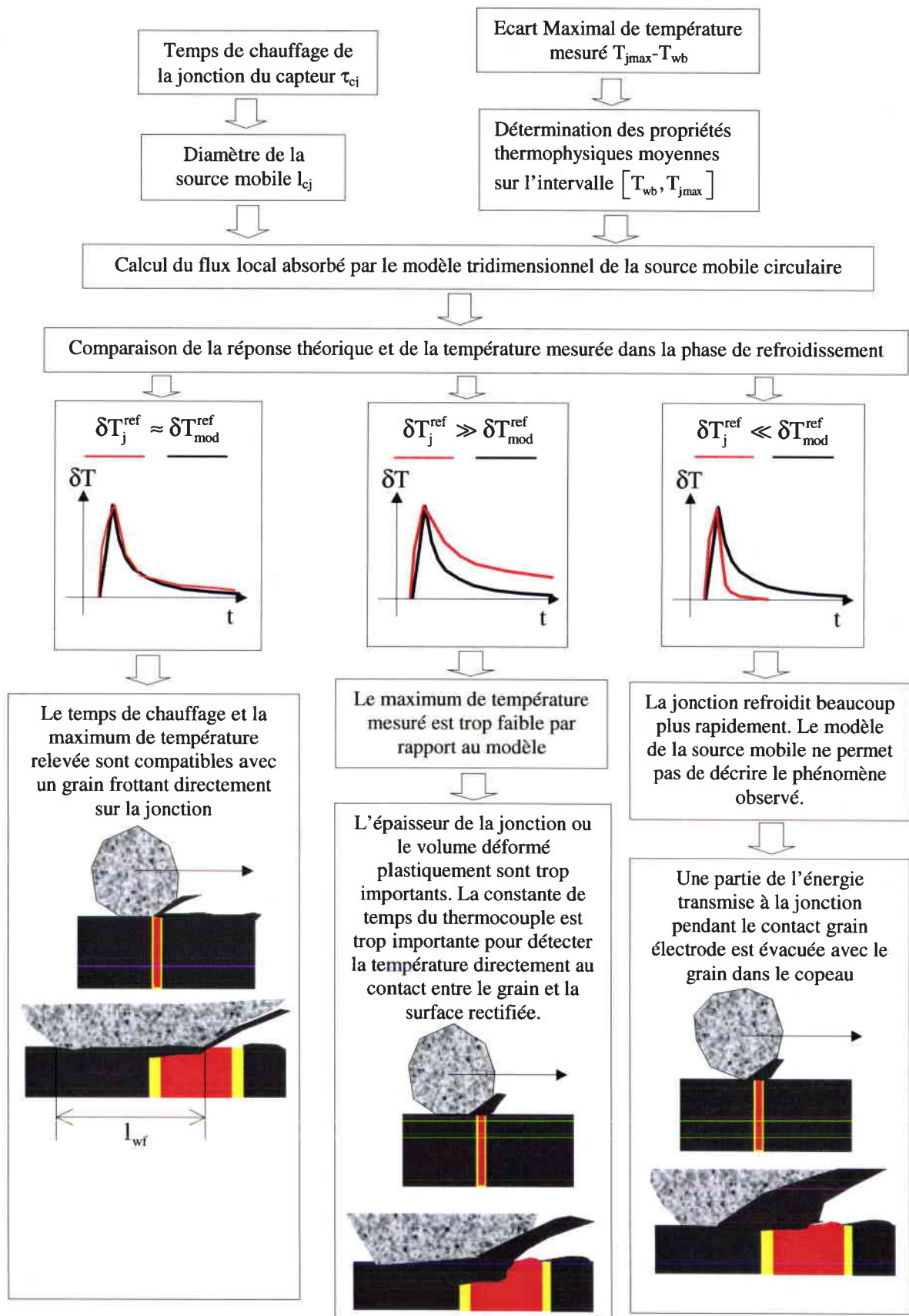


Figure 4.24 : Méthodologie pour la détermination du flux local et procédure de validation d'un grain frottant

CHAPITRE 4 : Détermination de la température locale et du flux local

Le tableau 1 montre que la conductivité thermique et la diffusivité thermique moyenne du 100Cr6 sur l'intervalle $[T_{wb}, T_{jmax}]$ varient fortement en fonction du temps. Cependant, c'est l'effusivité κ_w qui conditionne la valeur du flux q_j et celle-ci ne varie que de $\pm 4\%$. Une modélisation linéaire est donc acceptable pour la détermination du flux local q_j . Les valeurs calculées montrent que le flux local absorbé par la jonction varie entre 4,5 et 8 kW/mm² le long de l'arc de contact meule/pièce. On ne note pas d'évolution particulière de ce flux au cours du temps pour les 7 courbes relevées. Nous devons, à présent, déterminer les phases de refroidissement théoriques associées à chacune des sources mobiles de flux q_j et de longueur l_{cj} . Sur la Figure 4.24, nous présentons la méthodologie permettant de vérifier l'aptitude du thermocouple rectifiable à détecter le mode d'action d'un grain.

| | | | | | | | |
|---|-------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|
| t_1 (ms) | 1,60 | 4,45 | 5,82 | 10,23 | 11,56 | 16,81 | 19,98 |
| T_{wb} (°C) | 5 | 152 | 237 | 357 | 339 | 379 | 393 |
| T_j (°C) | 415 | 498 | 637 | 867 | 803 | 935 | 886 |
| δT_j (°C) | 411 | 346 | 400 | 509 | 464 | 556 | 493 |
| t_{cj} (μs) | 2,4 | 3,2 | 4,8 | 2,4 | 3 | 2,4 | 4,8 |
| l_{cj} (μm) | 64 | 85 | 127 | 64 | 85 | 64 | 127 |
| λ_w (W.m ⁻¹ .K ⁻¹) | 41 | 39 | 35 | 31 | 33 | 29 | 30 |
| $10^6 \alpha_w$ (m ² /s) | 10,13 | 8,93 | 7,28 | 6,23 | 6,48 | 5,69 | 5,78 |
| κ_w (J.m ⁻² .K ⁻² .s ^{-1/2}) | 12826 | 13094 | 13279 | 12672 | 12937 | 12397 | 12580 |
| Pe_1 | 166 | 252 | 463 | 270 | 347 | 296 | 583 |
| q_j (W/mm ²) | 6101 | 4547 | 4353 | 7480 | 6025 | 7986 | 5083 |

Tableau 4.2 : Détermination des flux locaux q_j à partir des écarts de températures δT_j , du temps de chauffage t_{cj} et de l'effusivité thermique du matériau κ_w .

Les courbes représentées sur la Figure 4.25 montrent le calage effectué sur la montée en température à partir de la durée du chauffage et du maximum de température mesurée.

Nous pouvons corrélérer les deux courbes en comparant leur position relative et leur coefficient directeur et formuler quelques hypothèses afin de justifier les écarts observés :

CHAPITRE 4 : Détermination de la température locale et du flux local

Les phases de refroidissement sont compatibles avec celles donnée par le modèle de la source mobiles. On peut noter des vitesses de refroidissement plus faibles en pratique qu'en théorie pour les deux premières courbes à $t_1 = 1,6$ ms et $t_1 = 4,45$ ms . Un maximum de température plus élevé ne peut justifier cet écart compte tenu de la position des courbes dans la fin du refroidissement. La pente plus faible sur la température mesurée dans le début de la phase de refroidissement (figure 48), peut être attribuée à une épaisseur de jonction de l'ordre de quelques microns alors que le modèle considère que la température est mesurée directement en surface. Cet argument est confirmé par le fait qu'au début du contact grain/électrode, le grain est en phase de formation du copeau et son épaisseur est théoriquement maximale. Il est probable que la jonction principale se forme dans ces premiers instants. Une amélioration du calage peut être proposée en jouant sur la position du microcontact suivant y . Les 2 courbes suivantes montrent une très bonne corrélation entre les phases de refroidissement théoriques et pratiques.

A $t_1 = 5,82$ ms, la montée en température sur la courbe mesurée est plus progressive et l'écart avec la courbe théorique peut être attribuée à la forme du flux sous le grain que nous avons supposé uniforme. L'énergie absorbée par la jonction est donc plus importante ce qui peut justifier le léger décalage entre les deux phases de refroidissement.

A $t_1 = 10,23$ ms, les courbes de refroidissement sont homothétiques ce qui confirme l'hypothèse d'un grain frottant. L'écart peut être justifié par une légère sous estimation du diamètre de contact $l_{cj} = l_{wf}$.

On peut effectuer la même remarque pour le grain engendrant le flash de température à $t_1 = 16,81$ ms. La perturbation entre 5 et 12 μ s est attribuée à la présence d'un bourrelet frontal en avant du grain. Ce bourrelet frontal présent est significatif car sa longueur atteint environ 200 μ m.

Les courbes obtenues aux instants $t_1 = 11,56$ ms et 19,98 ms ne sont pas satisfaisantes car la température chute beaucoup plus rapidement que celle obtenue par le modèle. L'étude théorique a montré que le paramètre qui pouvait engendrer des vitesses de refroidissement plus rapide était une diminution du diamètre de contact que nous avons noté l_{wf} . Il est donc possible que la longueur de contact que nous avons calculée à partir du temps de chauffage de la jonction soit nettement plus faible.

CHAPITRE 4 : Détermination de la température locale et du flux local

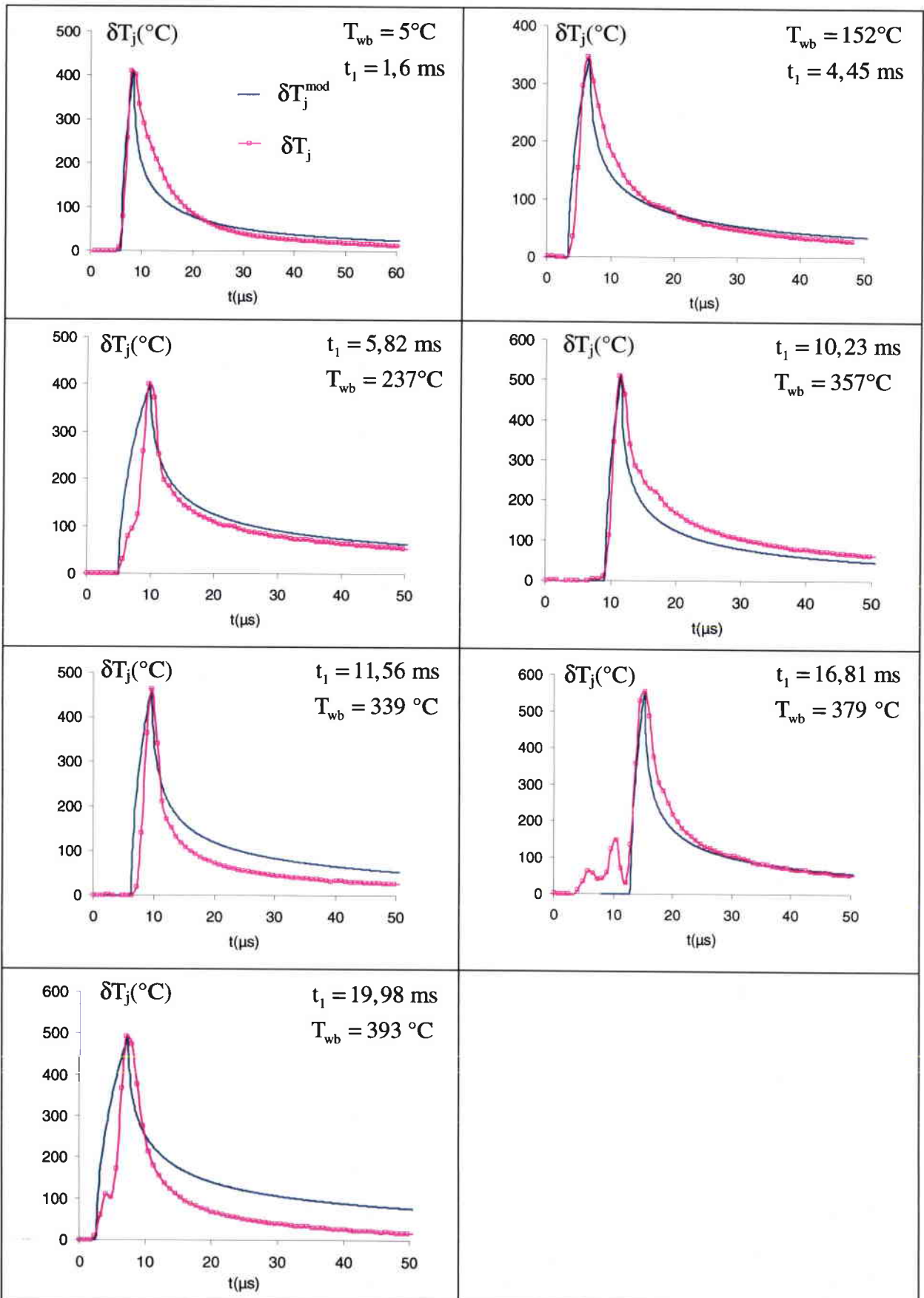


Figure 4.25 : Comparaison entre l'écart de température local mesuré et l'écart de température calculé par le modèle de la source mobile circulaire à différents instants t_1

Pour résumer les écarts observés peuvent avoir plusieurs origines :

- L'incertitude sur le diamètre de la source mobile : le temps de montée en température peut intégrer un temps de contact copeau/jonction ou une température dans la zone de cisaillement du copeau. Or cette énergie est évacuée principalement avec le copeau et la température résiduelle dans la pièce est plus faible.
- L'épaisseur de la jonction et la profondeur à laquelle la température est mesurée. Une profondeur de l'ordre de quelques microns peut diminuer la vitesse de refroidissement.
- La forme du flux : Nous avons supposé que ce dernier était uniforme. Cette hypothèse avait pour conséquence que le temps de chauffage correspondait au temps de contact grain/pièce. Si la forme du flux est triangulaire, le diamètre de la source circulaire est deux fois plus élevé.
- Si le microcontact est situé sur le bord du sillon laissé par le grain ou sur les bourrelets latéraux, la vitesse de refroidissement est nécessairement plus rapide comme le montre la Figure 4.11 alors que l'écart de température sous le grain est le même.

IV.5 Bibliographie du chapitre 4

- [4.1] B. CASSAGNE, J. P. BARDON, J. V. BECK, 1986, « Theoretical and Experimental Analysis of two surface thermocouples », Proc. Of the Eighth Int. Heat Transfer Conf. , Vol 2, pp. 483-488, Hemisphere Publishing Corp.
- [4.2] B. CASSAGNE, J. P. BARDON, 1975, “Température de surface, mesure par contact”, Techniques de l’Ingénieur, traité mesure et contrôles, Doc. R2730, 1
- [4.3] A. S. LAVINE, T. C. JEN, 1990, “coupled heat transfer to workpiece, wheel, and fluid in grinding, and the occurrence of workpiece burn”, J. of Heat and Mass Transfer, pp. 983-992.
- [4.4] H.S CARLSRAW ET J.C JAEGER, “Conduction of heat in solid”, Clarendon Press, Oxford, England 1947.
- [4.5] H. HAMDI, 2001, “Contribution à l’étude de la physique de l’interface meule-pièce dans le cadre de la rectification conventionnelle et à grande vitesse”, Thèse de l’école centrale de Lyon.
- [4.6] T. UEDA, 1993, “Measurement of grinding Temperature of active grains Using infrared Radiation Pyrometer with optical Fiber”, Annals of the CIRP Vol. 42/1/1993.
- [4.7] S. MALKIN, 1989, “Grinding technology“, Ellis Horwood Publisher.

Cette thèse avait pour objectif de caractériser les échanges thermiques en rectification plane à l'interface meule-pièce. Nous avons, grâce à l'étude bibliographique, comparé les différentes techniques de mesure (méthodes optiques, repères et thermoélectriques) et retenu la solution du thermocouple rectifiable feuille/pièce. En effet, son intérêt réside dans son aptitude à décrire complètement la physique des transferts de chaleur dans la zone de contact.

Nous avons effectué un étalonnage dynamique du capteur grâce à un faisceau laser et montré que la bande passante du capteur à -3 dB était de 1 kHz. Cependant, une étude théorique montre que la rapidité, avec laquelle la surface du capteur répond à cette sollicitation thermique, dépend du diamètre du faisceau. Par conséquent, la constante de temps de 1 ms constitue une borne supérieure de la constante de temps réelle du thermocouple. Une simulation par éléments finis met en évidence que l'isolement thermique de la feuille de constantan, lié à la présence des feuilles de mica, limite le flux de conduction dans le sens du mouvement mais que la constante de temps longitudinale reste inférieure à la milliseconde. Celle-ci est suffisamment faible pour décrire la température de fond en rectification plane conventionnelle et passe profonde. La finesse globale du thermocouple a été étudiée par la méthode des éléments finis, à l'aide du logiciel MSC Marc. La simulation d'une source mobile se déplaçant à la surface du capteur montre que le maximum de température est sensible au flux imposé à la surface de la feuille mais que la phase de refroidissement en est indépendante. Pour des flux absorbés identiques pour la feuille et la pièce, la température de fond maximale peut être légèrement surestimée en raison de la plus faible conductivité thermique du constantan par rapport à celle de la pièce. Afin de mieux définir la température de l'électrode, une étude expérimentale et analytique de la température de contact entre le grain et le capteur a été effectuée. Nous avons mis en évidence que l'erreur sur la température locale entre la feuille et le grain dépend des propriétés thermophysiques de la pièce, du grain, du constantan mais aussi de l'écart relatif entre les énergies spécifiques des deux matériaux rectifiés et du rapport entre le diamètre de contact grain/pièce et la longueur de contact meule/pièce. Le chapitre 4 montre que le couple 100Cr6/Constantan limite cette erreur à 3% alors qu'elle peut atteindre 8 % pour le couple C45/Cn.

Les tests de répétabilité de la technique de mesure sont très satisfaisants pour la phase de refroidissement, ce qui démontre que le capteur intègre bien les flux locaux développés par l'ensemble des grains actifs. Afin de déterminer le flux global absorbé par la pièce, nous

CONCLUSIONS ET PERSPECTIVES

effectuons la calage de la solution numérique sur la température mesurée à partir de la phase de refroidissement et de la longueur réelle de contact meule/pièce. Cette méthode nous paraît la plus pertinente car la température à l'interface varie entre la température de fond et la température locale des différents grains. Nous montrons que, en moyenne, 70 % de l'énergie produite est absorbée par la pièce pour les meules alumines d'ébauche et de finition dans des conditions de rectification à sec. L'application d'un filtre passe-bas au signal fournit une température intermédiaire entre la température de fond et la température du grain. La température de fond est définie par l'enveloppe inférieure du signal nécessaire pour la détermination du flux global absorbé par la pièce. Cependant, cette température n'est pas clairement identifiable lorsque le critère de Hahn n'est pas vérifié. Pour de faibles profondeurs de passe, et à des vitesses d'avance élevées, la longueur de contact n'est pas suffisamment importante par rapport à l'avance par grain actif dans le même sillon pour que l'hypothèse d'un flux continu triangulaire soit valable. Des essais effectués en rectification passe profonde, non présentés dans ce mémoire, ont pu le confirmer.

Dans le chapitre 4, nous avons présenté une étude complète globale et locale en rectifiant un capteur en 100Cr6 traité à 60 HRC. L'analyse haute fréquence permet de détecter les grains réalisant un contact permanent ou temporaire entre la feuille et la pièce. Alors que les vitesses de chauffage global sont d'environ 50°C/ms, les vitesses de chauffage local mesurées par le capteur sous un grain sont considérables et atteignent 100 000 °C/ms. Dans les conditions de rectification définies dans le chapitre 4, les températures locales mesurées sous un grain peuvent atteindre 1000 °C alors que la température de fond maximale est de 400°C. Grâce à la solution analytique tridimensionnelle pour une source mobile liée au grain, nous démontrons qu'un flash, suivi d'une phase de refroidissement, est lié à l'action d'un grain directement sur un microcontact. La durée de la phase de refroidissement est fonction du diamètre de la source mobile pour une vitesse V_s donnée. Nous avons montré que le temps de chauffage de la jonction était compatible avec la surface de contact grain/surface rectifiée. Afin de valider l'aptitude du thermocouple rectifiable à décrire les échanges thermiques locaux à la surface de la pièce, nous comparons les phases de refroidissement expérimentales et théoriques en nous basant sur la durée de la phase de chauffage de la jonction et sur le maximum de température détecté. Les premiers résultats sont satisfaisants et le refroidissement théorique légèrement plus lent pour le modèle peut se justifier par la non prise en compte du volume déformé plastiquement en avant du grain dont une partie de l'énergie est évacuée avec le copeau. Une amélioration du calage dans la phase de refroidissement sera possible en introduisant un

temps de chauffage effectif plus court qui distingue la phase de frottement du grain de celle liée à la déformation plastique en cisaillement.

Ainsi, la réponse dynamique du thermocouple est suffisamment rapide pour décrire la température locale directement à la surface rectifiée. Il existe alors deux constantes de temps une première globale de 1 ms (limitée par les feuilles de mica) et l'autre locale de l'ordre de la microseconde.

Une amélioration de la finesse du capteur a été réalisée en remplaçant les feuilles de mica par un dépôt de carbone amorphe sur 2 à 3 μm d'épaisseur réalisé par méthode PVD (Dépôt par vaporisation sous vide). Celui-ci est un très bon isolant électrique et sa conductivité thermique ($1000 \text{ W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$) est proche du diamant. Ce capteur, fabriqué mais pas encore expérimenté, pourra être utilisé pour l'étude locale mais aussi en rectification cylindrique grande vitesse où les temps de contact meule/pièce sont plus courts qu'en rectification plane. Nous avons montré que la température locale grain/pièce peut être sous estimée par la présence de microcontacts secondaires en parallèle avec la jonction principale.

Afin d'améliorer la précision de la mesure de la température locale, la feuille pourrait être remplacée par un fil de diamètre 20 μm . Cependant, la résistance mécanique de la jonction sera plus faible et la fermeture du circuit ne pourra être garantie pendant toute la durée du contact meule/pièce.

A partir des flux locaux déterminés par le capteur, de la densité de grains actifs etc., et du modèle la source mobile liée au grain, nous espérons pouvoir définir le champ de température global dans la pièce. Ce dernier pourra être comparé à celui obtenu par l'approche globale.

Les prochains essais auront pour objectif de déterminer les températures locale et globale à l'interface pour d'autres conditions de rectification (conventionnelle et passe profonde) en présence du fluide de coupe. L'influence de la vitesse de coupe, de la profondeur de passe, des caractéristiques de la meule pourront être explorées. La connaissance des flux et de la température permettra d'effectuer une corrélation avec les contraintes résiduelles et l'intégrité de surface en général.

D'autres applications du thermocouple feuille/pièce sont envisageables en tribologie. Les déformations plastiques entre les aspérités peuvent réaliser le microcontact.