



**HAL**  
open science

# Vers une modélisation de la topographie des surfaces générées par le procédé de toilage

Oussama Cherguy

► **To cite this version:**

Oussama Cherguy. Vers une modélisation de la topographie des surfaces générées par le procédé de toilage. Autre. Ecole Centrale de Lyon, 2023. Français. NNT : 2023ECDL0030 . tel-04269884

**HAL Id: tel-04269884**

**<https://theses.hal.science/tel-04269884v1>**

Submitted on 3 Nov 2023

**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.



NNT : 2023ECDL0030

# THÈSE DE DOCTORAT

de l'École Centrale de Lyon,  
membre de l'Université de Lyon

**École Doctorale N°488**  
**(Sciences, Ingénierie, Santé)**

**Spécialité de doctorat : Mécanique et ingénierie**

Soutenue publiquement le 10 juillet 2023 par :

**Oussama CHERGUY**

## **Vers une modélisation de la topographie des surfaces générées par le procédé de toilage**

Devant un jury composé de :

Christophe TOURNIER	Professeur, ENS Paris Saclay	Rapporteur
Maxence BIGERELLE	Professeur, Univ. Valenciennes	Rapporteur
Julie MARTEAU	Maître de Conférences, Univ. Tech Compiègne	Examinatrice
Pedro ARRAZOLA	Professeur, Univ. Mondragon	Examineur
Joël RECH	Professeur, ECL-ENISE	Directeur de thèse
Frédéric CABANETTES	Maître de Conférences, ECL-ENISE	Co-encadrant de thèse



# Affidavit

Je soussigné, Oussama CHERGUY, déclare par la présente que le travail présenté dans ce manuscrit est mon propre travail, réalisé sous la direction scientifique de Joël RECH et Frédéric CABANETTES, dans le respect des principes d'honnêteté, d'intégrité et de responsabilité inhérents à la mission de recherche. Les travaux de recherche et la rédaction de ce manuscrit ont été réalisés dans le respect de la charte nationale de déontologie des métiers de la recherche.

Ce travail n'a pas été précédemment soumis en France ou à l'étranger dans une version identique ou similaire à un organisme examinateur.

Fait à Saint-Etienne, le 21 juillet 2023

## Remerciements :

Cette étude a été réalisée dans le cadre du projet européen (**programme RFCS – ref. 847284**) **FATECO** à l'**Ecole Centrale de Lyon – ENISE**, plus précisément au **Laboratoire de Tribologie et Dynamique des Systèmes**. Je tiens dans ce cadre à remercier l'ensemble des partenaires ayant contribué et échangé pendant les phases du projet **FATECO**, je cite l'**Université de Mondragon**, l'**Université de Bologne**, **Sidenor**, **Centre de recherche de Fiat – Stellantis** et **EMAG – Samputensili**.

Tout d'abord, j'adresse mes remerciements à mes directeurs de thèse qui m'ont fait confiance et m'ont permis de travailler sur ce sujet. Je tiens à les remercier pour leur disponibilité, leur confiance et l'ensemble des conseils partagés tout au long de cette aventure qui a duré un peu plus de trois ans. Je remercie infiniment **Joël RECH**, lui qui a toujours été disponible à toute heure et qui a toujours veillé au bien-être de l'ensemble des doctorants. Son pragmatisme et son exigence m'ont permis à chaque fois de me concentrer sur les points importants sans me perdre. Merci de m'avoir fait confiance, d'avoir lu et relu mon mémoire, et de m'avoir encouragé et soutenu tout au long de ces 3 ans et demie. Ensuite, j'aimerais témoigner d'une grande gratitude à **Frédéric CABANETTES** qui m'a accueilli avec son sourire et sa bonne humeur (et il a gardé les deux tout au long de l'aventure malgré les hauts et les bas). Il a été disponible, je ne le remercierai jamais assez pour les longues heures de visioconférences passés auprès de moi lors de la période COVID. Ces conseils et ces connaissances partagées sur les thématiques du contact rugueux, la topographie de surface et MATLAB m'ont permis de mener ce travail. Sans oublier sa confiance de m'accorder mes premiers TDs en tant qu'enseignant, ce qui était une expérience formidable grâce à son soutien et la rigueur avec laquelle il travaille sur l'ensemble de ces projets.

J'aimerais également remercier les membres du jury de l'intérêt qu'ils sont portés à l'étude et l'ensemble des discussions constructives qui ont suivi la soutenance. Merci à **Pedro ARRAZOLA** d'avoir présidé le jury avec dynamisme et humour, je tiens aussi à le remercier pour les échanges constructifs pendant la soutenance et pendant le projet **FATECO**. Par la suite, mes remerciements vont à **Julie MARTEAU** qui a accepté d'examiner mon travail, elle qui était par le passé mon encadrante de stage. C'était une grande fierté de présenter mes travaux devant elle qui m'a initiée au monde de la recherche. Puis, je souhaiterais remercier **Christophe TOURNIER** et **Maxence BIGERELLE** qui m'honorent d'avoir accepté de rapporter mon mémoire. Merci d'avoir analysé avec soin mes travaux et d'y avoir apporté leur point de vue d'experts.

Je tiens par la suite de remercier Monsieur **Blateyron** et Digital Surf pour les discussions intéressantes et ces conseils sur les techniques de filtration.

Ensuite, je remercie toutes les personnes qui nous accompagnent à l'**ENISE** pour faire que cette aventure qu'est la thèse se déroule du mieux possible. Je commence par **Isabelle PLETO** (notre maman du laboratoire). Sa gentillesse, sa bonne humeur et sa disponibilité nous permettent de travailler dans un environnement agréable. Tu prends soin de nous et je te remercie du fond du cœur. Je tiens à exprimer l'ensemble de ma gratitude à **Sangil HAN**, qui m'a accompagné durant mes premières expérimentations. Il m'a accueilli avec un grand sourire et a fait en sorte que je prenne en main facilement le projet. Je remercie également l'ensemble de l'équipe technique du laboratoire (les présents, ceux qui se sont envolés vers de nouvelles aventures et ceux qui nous ont quitté), votre dévouement, votre rigueur et votre disponibilité permettent de mener au mieux nos expérimentations et contribuent à ce que l'expérience du doctorant soit parfaite. Merci la famille du pôle productique : **Florian DUMONT** (sans toi les envois urgents de mes colis n'auraient pas eu lieu), **Christophe CLAUDIN** (tes conseils précieux sur mes expérimentations m'ont beaucoup aidé), **Hervé PASCAL** (derrière la compagne expérimentale de contraintes résiduelles se cache un homme et plusieurs heures de mesure, merci), **Mehmet CICI** (Tu as usiné la majorité de mes éprouvettes, on a partagé des folies comme l'usinage des galets pour les éprouvettes de fatigue aussi. Ton expertise et ta bonne humeur ont fait que j'avais hâte de refaire des expériences), **Hervé SEUX** (avant de nous quitter, tu m'avais aidé dans plusieurs de mes expériences, sans oublier le café matinal qui était ta signature. J'espère que tu es bien là où tu es, sans toi ce travail n'aurait pas été le même), **Patrick POLLY** (revenons à l'usinage, tu as pu me faire quelques pièces me questionner sur quelques plans toujours avec le sourire et la bonne humeur), **Maryane JACQUIER** (quelques heures au MEB en ta compagnie, pour

prouver l'efficacité de ma méthode de mesure de toile, et plusieurs heures en dehors de cette salle à discuter de ces mesures et du quotidien), **Julien SIJOBERT** (Mesurer mes enlèvement de matière est en partie grâce à toi et les spots laser que tu faisais avec le sourire à chaque fois que j'en avais besoin), **Thierry ANDRE** et **Emilie VIEVILLE** (Vous êtes arrivés vers la fin, je n'ai pas pu partager des expérimentations avec toi mais on a partagé des discussions et des moments de rigolade). L'aboutissement de nos travaux ne peut avoir lieu sans votre présence. Je tiens aussi à remercier **Loïc POLLY**, **Vincent LOZANO**, **Frédéric VAILLORGUE** et **Cédric COURBON**. Votre bonne humeur et votre bienveillance permettent de passer d'agréables moments en votre compagnie que ça soit autour d'un café ou dans un bureau. L'ensemble du personnel du pôle productique est remercié pour le climat décontracté et bienveillant instauré durant toute cette période.

Je tiens aussi à remercier ceux avec qui j'ai pu partager mon quotidien, les doctorants dis de l'openspace. On a partagé une thèse et des moments à l'extérieur, l'ensemble nous a permis de tisser des liens forts. Je suis honoré de faire partie de cette famille de doctorants/docteurs (j'espère n'oublier personne de la liste). Je commence par les doyens à mon arrivée : **Maxime DUMAS** (tu étais la première personne à qui j'avais parlé, toujours sérieux et positif merci), **Raphael LORAIN** (tes conseils sur la rédaction, les figures et le code m'ont beaucoup aidé. Nos sorties, nos weekends et l'ensemble des moments partagés m'ont permis de me sentir mieux. Merci de m'avoir conseillé et d'être toujours présent), **Irati MALKORRA** (des discussions mouvementées en fonction des sujets, tu as été toujours souriante et de bonne humeur, tu as su nous ouvrir les yeux sur quelques points aussi. Les moments partagés étaient tous agréables que ça soit à l'openspace ou à l'extérieur), **Gregory METHON** (je rectifie Greg comme ça tu ne m'engueuleras pas, tu as été la personne qui m'a intégré au groupe en premier. On a partagé beaucoup de moments à l'extérieur, que ça soit des weekends, des soirées en terrasse ou même du sport. On a même partagé un appartement mon coloc favoris), **Jian CAO**, **Alexander KULICH**, **Florent CLAVIER** (ou bien coach, tu as essayé tant bien que de mal de nous mettre au sport. On essaie même que là tu es loin. Merci pour ces séances de course, de musculation ou ces randonnées ou chaque montée est la dernière), **Thomas PERRARD** (l'un des plus discrets mais je retiendrai les discussions sur ton chat), **Timothe LEVEILLE** (à part être mon voisin de bureau, membre incontesté du fameux ilot (tu as la référence), tu as été un soutient et une source de motivation pour nous tous. Entre terrasses, weekends, randonnées, on a partagé beaucoup de bon moments), **Kevin PAPY** (merci pour les moments de rigolade), **Maxime BEAL** (acolyte de soirée et de terrasse avec le grand Greg ou Greguy, le Max. Si j'ai passé trois ans de rêve c'est partie grâce à vous deux. On a partagé beaucoup de moments tous les trois, je vous désertais pour les séance de geekage mais vu mon niveau vous ne perdez rien. QWERTY manque à Sainte), **Eliot CHAIZE** (nos rigolades, nos soirées ensemble, nos délires. Tu as toujours été là dans les bons comme les mauvais moments, tu as toujours su me remotiver aussi. Bonne rédaction), **Chloé BAEZA** (Même en étant à moitié en Espagne, tu as pu faire ta petite place dans le groupe, n'oublie pas de nous inviter pour ta prochaine compétition de poney), **Daniel KRZAK** (Dani (direct pour ne me faire engueuler), la bonne humeur et la positivité ont été direct nos points en commun, en plus du bon gout musical. C'est très agréable de travailler avec une personne qui déborde de positivité, d'optimisme et de créativité. On a partagé les terrasses, les weekends et les festivals toujours dans la bonne humeur), **Vincent BURNICHON** (je ne te demanderai pas l'adresse de ton kiné, tu es le dernier arrivé et tu t'es très bien intégré par ta bonne humeur et ta bienveillance). On a partagé pleins de choses durant c'est trois dernières années, et l'avenir nous en réserve d'autres. Je tiens à remercier **Unai ELICEGUI** avec qui j'ai collaboré durant ma thèse et qui a été une personne agréable au laboratoire et à l'extérieur. Parmi ces personnes je peux citer **Erik**, **Maria** et **Rosie** ; votre bonne humeur a su nous contaminer. Je tiens encore une fois à remercier les personnes cités ci-dessus de m'avoir toujours soutenu, d'avoir toujours veiller à ce que je me sente bien.

Cette aventure m'a aussi permis de découvrir Saint-Etienne et les stéphanois. Ces gens accueillants et sympathiques, malgré le Covid j'ai pu partager de bon moments avec plusieurs personnes. Ils ont pu m'apporter la bonne humeur, des conseils et une ouverture sur d'autres sujets. Je tiens à remercier **Béa**, **Julien**, **Sophie**, **Sonia**, **Aurélien**, **Titouan**, **Noé**, **Olympe**, **Agathe**, **Léa**, **Gaelle**, **Greg**, **Cyrielle**, **Mylène**, **Fettah**, **Flavie**, **Candice**, **Renaud**, **Mélanie**, **Rodolphe**, **Valérie**, **Florence**, **Jacquy**, **Margaux** et **Ludivine**. Sans oublier Adrian (tu as toujours été là, toujours de bonne humeur avec le grand Greg et Max,

on a pu partager de très bons moments, des festivals), **Clara** (malgré que tu n'aimes pas la terrasse du 6N mais ta présence est toujours agréable, tu m'as soutenu et contribué à ma bonne humeur), **Manon & Yoan** (vous savez déjà tous, vous avez été un grand soutien et on a partagé un concert de SCH). Je n'oublie pas mes amis de longues date, je cite **Hamza, Nizar, Walid, Nada, Fadia, Khalil, Corentin, Augustin et Valérie** qui m'ont toujours encouragé et cru en moi. Et pour finir **Camille** qui est rentré dans ma vie pendant la période de rédaction, elle a su me motiver et m'encourager. Je te remercie pour l'ensemble des moments que nous partageons.

Je tiens à remercier ma famille au sens large (grand-mères, tantes, oncles et cousins) qui m'ont toujours fait confiance et m'ont toujours encouragé. Je passe par la suite plus précisément à mon oncle **Fouad** qui a toujours été là pour me conseiller. Je tiens par la suite à remercier mon petit frère **Ayman** pour sa bonne humeur contagieuse. Finalement, les mots ne suffiront pas pour remercier mes deux parents **Latifa** et **Abderrafik**, qui m'ont toujours encouragé et soutenu dans mes projets. Sans eux, je n'en serai pas là.

Vous avez tous contribué d'une façon ou d'une autre à ce travail et à l'humain que je suis aujourd'hui. Merci à vous tous (même ceux que j'ai oublié peut-être)

# Table des matières :

<b>INTRODUCTION</b>	<b>24</b>
<b>CHAPITRE 1. LE TOILAGE, PROCEDE DE SUPERFINITION</b>	<b>32</b>
1.1 L'INTEGRITE DE SURFACE	33
1.2 DEFINITION DE LA TOPOGRAPHIE DE SURFACE	34
1.2.1 DECOMPOSITION DE LA TOPOGRAPHIE DE SURFACE	34
1.2.1 LES PARAMETRES DE TOPOGRAPHIE DE SURFACE	35
1.3 CLASSIFICATION DES PROCEDES DE FINITION ET SUPERFINITION	37
1.4 CLASSIFICATION DES PROCEDES ABRASIFS	38
1.4.1 MECANISMES DE BASE D'ABRASION	39
1.5 LA TECHNOLOGIE DE TOILAGE	41
1.5.1 CONFIGURATIONS DE TOILAGE	42
1.5.2 UN PROCEDE MULTI-ECHELLE	44
1.6 CONCLUSIONS	46
<b>CHAPITRE 2. ETAT DE L'ART</b>	<b>47</b>
2.1 ETAT DE L'ART SUR L'INFLUENCE DU TOILAGE SUR L'INTEGRITE DE SURFACE (APPROCHES EXPERIMENTALES)	48
2.1.1 INFLUENCE DU TOILAGE SUR LA TOPOGRAPHIE DE SURFACE	51
2.1.2 EFFET DU TOILAGE SUR LES CONTRAINTES RESIDUELLES	56
2.1.3 EFFET DU TOILAGE SUR LA MICROSTRUCTURE	56
2.2 ETAT DE L'ART SUR L'INFLUENCE DU TOILAGE SUR LA TOPOGRAPHIE DE SURFACE (MODELES CINEMATIQUES)	58
2.2.1 SIMULATION DES TOPOGRAPHIES DE SURFACE GENEREES PAR LE RODAGE	61
2.2.2 SIMULATION DES TOPOGRAPHIES DE SURFACE GENEREES PAR LA RECTIFICATION PAR TOILE	64
2.3 CONCLUSIONS	69
<b>CHAPITRE 3. ANALYSE EXPERIMENTALE DU TOILAGE</b>	<b>71</b>
3.1 ECHANTILLONS DE L'ETUDE	72
3.1.1 GAMME DE FABRICATION DES ARBRES DE BOITES DE VITESSES AUTOMOBILES	72
3.1.2 GAMME DE FABRICATION DES ECHANTILLONS DE L'ETUDE	75
3.2 BANC EXPERIMENTAL DE TOILAGE	76
3.2.1 PARAMETRES DE TOILAGE	78
3.3 METHODES DE MESURE DE L'INTEGRITE DE SURFACE DES PIECES	80
3.3.1 STRATEGIE DE MESURE DE L'INTEGRITE DE SURFACE	80
3.3.2 MESURE ET TRAITEMENT DES TOPOGRAPHIES DE PIECES	82
3.3.3 MESURE DES CONTRAINTES RESIDUELLES	84
3.4 EFFET DU TOILAGE SUR L'INTEGRITE DE SURFACE	84
3.4.1 EFFETS SUR LA TOPOGRAPHIE DE SURFACE	85
3.4.1.1 Effet de la taille de grains	85
3.4.1.2 Effet des paramètres du procédé	93
3.4.1.3 Effet de la dureté du galet	99
3.4.1.4 Effet de la surface initiale de la pièce	106
3.4.1.5 Conclusions	111



3.4.2	EFFET SUR LES CONTRAINTES RESIDUELLES	111
3.4.2.1	Etat des contraintes résiduelles après le traitement thermique	111
3.4.2.2	Effet du tournage dur sur les contraintes résiduelles	112
3.4.2.3	Effet de la taille des grains en toilage	113
3.4.2.4	Effet des paramètres du procédé	116
<b>3.5</b>	<b>CONCLUSIONS</b>	<b>118</b>

## **CHAPITRE 4. MODELISATION DE LA TOPOGRAPHIE GENEREE PAR LE TOILAGE** **– APPROCHE 3D** **120**

<b>4.1</b>	<b>SYNOPTIQUE DU MODELE</b>	<b>123</b>
<b>4.2</b>	<b>PARAMETRES D’ENTREE DU MODELE :</b>	<b>126</b>
4.2.1	CINEMATIQUE DU TOILAGE	127
4.2.2	CARACTERISATION DE LA TOPOGRAPHIE DES TOILES ABRASIVES	129
4.2.2.1	Méthodologie de mesure des toiles abrasives :	130
4.2.2.2	Validation des mesures de toiles	130
<b>4.3</b>	<b>MODELE DE SIMULATION DE LA RUGOSITE EN TOILAGE:</b>	<b>134</b>
4.3.1	MODULE DE CONTACT MACRO (ETAPE A)	135
4.3.2	DISCRETISATION DES SURFACES (ETAPE B)	136
4.3.3	MODULE DIMENSION DE CONTACT (ETAPE C)	137
4.3.4	MODULE D’INDENTATION (ETAPE D)	140
4.3.5	MODULE D’EXTRACTION ALEATOIRE DE TOPOGRAPHIES DE TOILES (ETAPE E)	141
4.3.6	MODULE DE DISCRETISATION DES DEPLACEMENTS DE LA TOILE (ETAPE F)	142
4.3.7	MODULE DE RECALAGE AU POINT PROCHE (ETAPE G)	144
4.3.8	MODULE D’ENLEVEMENT DE MATIERE (ETAPE H)	146
<b>4.4</b>	<b>SORTIES DU MODELE</b>	<b>147</b>
<b>4.5</b>	<b>SIMULATION DES RUGOSITES GENEREES PAR LE TOILAGE : CAS D’ETUDE</b>	<b>148</b>
4.5.1	SENSIBILITE DU MODELE A LA VITESSE DE COUPE	152
4.5.2	EFFET DES HYPOTHESES DU MODELE :	153
<b>4.6</b>	<b>CONCLUSIONS ET PERSPECTIVES D’AMELIORATION</b>	<b>156</b>

## **CHAPITRE 5. SIMULATIONS EN PRENANT COMPTE LA FLEXIBILITE DU** **SYSTEME GALET - TOILE** **157**

<b>5.1</b>	<b>METHODES NUMERIQUES D’ALIGNEMENT DES GRAINS</b>	<b>159</b>
5.1.1	ALIGNEMENT DES GRAINS PAR DETECTION DE MOTIFS	159
5.1.1.1	Détection des motifs	159
5.1.1.2	Alignement des motifs assimilés aux grains	162
5.1.2	ALIGNEMENT DES GRAINS PAR FILTRE MORPHOLOGIQUE	165
5.1.2.1	Présentation des filtres morphologiques	165
5.1.2.2	Comparaison des filtres	167
5.1.2.3	Calcul du rayon de sphère optimal pour le filtre	169
5.1.3	COMPARAISON DES SURFACES DE TOILES AVEC GRAINS ALIGNES PAR DIFFERENTES METHODES	174
<b>5.2</b>	<b>EFFET DE L’ALIGNEMENT DES GRAINS SUR LA SIMULATION DES SURFACES TOILEES</b>	<b>176</b>
5.2.1	CONCLUSIONS INTERMEDIAIRES	182
<b>5.3</b>	<b>PERSPECTIVES D’AMELIORATION</b>	<b>183</b>
<b>5.4</b>	<b>CONCLUSIONS</b>	<b>190</b>

## **CHAPITRE 6. MODELISATION DU TOILAGE – APPROCHE 2D** **191**

<b>6.1</b>	<b>SYNOPTIQUE DU MODELE</b>	<b>192</b>
<b>6.2</b>	<b>MODELE 2D DE SIMULATION DE LA RUGOSITE EN TOILAGE</b>	<b>196</b>
6.2.1	MODULE DE CONTACT MACRO (ETAPE A)	197
6.2.2	DISCRETISATION DES SURFACES (ETAPE B)	197
6.2.3	MODULE DIMENSION DE CONTACT (ETAPE C)	198
6.2.4	MODULE D'INDENTATION (ETAPE D)	198
6.2.5	MODULE EXTRACTION DE TOPOGRAPHIES (ETAPE E)	200
6.2.6	DETERMINATION DE LA LIGNE DE CRETE (ETAPE F)	201
6.2.7	MODULE D'ENLEVEMENT DE MATIERE (ETAPE G)	201
6.2.8	SORTIES DU MODELE	202
<b>6.3</b>	<b>ANALYSE DE L'EFFET DES PARAMETRES DE TOILAGE SUR LA TOPOGRAPHIE SIMULEE</b>	<b>203</b>
6.3.1	EFFET DE LA TAILLE DES GRAINS	203
6.3.2	EFFET DE LA FORCE DE TOILAGE	208
6.3.3	EFFET DE LA DURETE DU GALET	213
6.3.4	CONCLUSIONS INTERMEDIAIRES :	217
<b>6.4</b>	<b>SENSIBILITE DU MODELE</b>	<b>217</b>
6.4.1	EFFET STATISTIQUE DE LA TOILE	217
6.4.2	EFFET DU MODULE D'INDENTATION	221
6.4.3	CONCLUSIONS INTERMEDIAIRES :	225
<b>6.5</b>	<b>PERSPECTIVES D'EVOLUTION :</b>	<b>225</b>
6.5.1	SENSIBILITE DU MODELE AU RAYON DU FILTRE :	225
6.5.2	EVOLUTION DU MODULE D'INDENTATION :	229
<b>6.6</b>	<b>CONCLUSIONS</b>	<b>233</b>
 <b><u>CHAPITRE 7. INTEGRITE DE SURFACE ET TENUE EN FATIGUE</u></b>		<b><u>235</u></b>
<b>7.1</b>	<b>PREPARATION DES EPROUVETTES DE FATIGUE</b>	<b>236</b>
7.1.1	INTEGRITE DE SURFACE DES EPROUVETTES DE FATIGUE :	239
<b>7.2</b>	<b>DUREE DE VIE DES EPROUVETTES 27MnCr5</b>	<b>243</b>
7.2.1	ESSAIS LOCATI	243
7.2.2	ESSAIS STAIRCASE	245
7.2.1	RESULTATS DES ESSAIS DE FATIGUE :	246
<b>7.3</b>	<b>CONCLUSIONS</b>	<b>249</b>
 <b><u>CONCLUSIONS ET PERSPECTIVES</u></b>		<b><u>250</u></b>
 <b><u>RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES</u></b>		<b><u>255</u></b>
 <b><u>ANNEXE A – DIFFERENCES ENTRE LE TOILAGE ET LA RECTIFICATION AVEC BANDE ABRASIVE</u></b>		<b><u>261</u></b>
 <b><u>ANNEXE B – EFFET DE L'ORIGINE DE LA TOILE</u></b>		<b><u>262</u></b>
 <b><u>ANNEXE C – ANALYSE STATISTIQUE DES TOILES ET L'EFFET SUR LA RUGOSITE DE PIECE</u></b>		<b><u>267</u></b>
 <b><u>ANNEXE D – PROCEDURE LASER</u></b>		<b><u>271</u></b>
 <b><u>ANNEXE E – PROCEDURE DE POLISSAGE</u></b>		<b><u>273</u></b>

<b><u>ANNEXE F – RAPPEL DE LA THEORIE DE HERTZ POUR UN CONTACT CYLINDRE/CYLINDRE</u></b>	<b>275</b>
<b><u>ANNEXE G – COMPTAGE DE LA DENSITE DE GRAINS SUR LA BASE D’IMAGES MEB</u></b>	<b>277</b>
<b><u>ANNEXE H – STRATEGIE ET PARAMETRES DE TOILAGE DES EPROUVETTES DE FATIGUE :</u></b>	<b>281</b>
<b><u>ARTICLES PUBLIES</u></b>	<b>283</b>
<b><u>ANNEXE I – ARTICLE DE CONFERENCE - CSI 2022</u></b>	<b>285</b>
<b><u>ANNEXE J – ARTICLE DE CONFERENCE - CSI 2022</u></b>	<b>291</b>
<b><u>ANNEXE K – ARTICLE DE CONFERENCE – CSI 2022</u></b>	<b>297</b>

## Liste des figures :

Figure 1. Image 3D d'une boîte de vitesse automobile	24
Figure 2. Classification des procédés de finition et superfinition des pièces (Rech, 2020)	25
Figure 3. Arbre de boîte de vitesse CRF	25
Figure 4. Synopsis du projet FATECO pour la finition des arbres de boîte de vitesses	26
Figure 5. Nombre d'articles publiés depuis 2000 pour les procédés abrasifs et le procédé de toilage selon Scopus	27
Figure 6. Illustration du procédé de toilage en application industrielle (Supfina)	27
Figure 7. Illustration de la toileuse au sein d'une machine-outil numérique	28
Figure 8. Stratégie adoptée lors de la thèse et organisation du manuscrit	29
Figure 9. Rayage mono grain avec une orientation différente à chaque tour	30
Figure 10. Schématisation d'un contact rigide et flexible à l'échelle mésoscopique	31
Figure 11. Principe de base du fonctionnement du modèle 2D	31
Figure 12. Schéma de l'intégrité de surface et de ses composantes (adapté de (Chomienne et al., 2016))	33
Figure 13. Les différentes échelles de topographie de surface adapté de (Raphet, 2008)	35
Figure 14. Schématisation du paramètre $R_a$ adapté de (Raphet, 2008)	36
Figure 15. Schématisation du paramètre $R_{sm}$ adapté de (Raphet, 2008)	36
Figure 16. Schématisation des paramètres fonctionnels $R_k$ , $R_{pk}$ et $R_{vk}$ adapté de (Raphet, 2008)	37
Figure 17. Classification des procédés de superfinition des pièces (Rech, 2020)	37
Figure 18. Schéma de l'abrasion à 3 corps	39
Figure 19. Mécanismes d'abrasion élémentaire adapté de (Klocke, Dambon and Behrens, 2011)	40
Figure 20. Topographies 3D et images MEB de différentes rayures pour différents angles d'attaques (a) $\alpha = 10^\circ$ , (b) $\alpha = 30^\circ$ et (c) $\alpha = 45^\circ$ selon (Khellouki, Rech and Zahouani, 2013)	41
Figure 21. (a) Caractéristiques et paramètres principaux du procédé de toilage adapté de (Cabanettes et al., 2020), (b) Schéma de principe du procédé de toilage	42
Figure 22. Configurations de toilage: (a) avec mâchoire, (b) avec galet	42
Figure 23. Classification des paramètres du procédé de toilage	43
Figure 24. Schématisation du procédé de toilage à différentes échelles	44
Figure 25. Différence d'échelle entre un profil de pièce tournée dur et un profil tiré d'une mesure de toile (grain $30 \mu m$ )	45
Figure 26. Evolution du nombre de publication pour les procédés de finition abrasifs et non abrasifs durant les 20 dernières années selon Scopus	48
Figure 27. Evolution du nombre d'articles publiés pour la rectification (grinding), le rodage (Honing), la rectification par bande abrasive (belt grinding) et le toilage (belt finishing) selon Scopus	49
Figure 28. Répartition des articles traitant de l'intégrité de surface en toilage depuis 2000 dans le monde d'après Scopus	49
Figure 29. Nombre d'articles publiés sur le toilage en fonction du sujet traité depuis 2005 selon Scopus	50
Figure 30: Observation de la topographie de surface issues de différentes configurations de procédés (Grzesik, Rech and Žak, 2015)	51
Figure 31. Influence de la durée de toilage sur la rugosité arithmétique moyenne $R_a$ (Khellouki, Rech and Zahouani, 2007a)	52
Figure 32. Influence de la force appliquée sur les paramètres liés à la hauteur du profil ( $R_a$ , $R_t$ ) et les paramètres de la courbe de portance ( $R_k$ , $R_{pk}$ , $R_{vk}$ ). (Khellouki, Rech and Zahouani, 2007a)	53
Figure 33. Influence de la durée de toilage sur la rugosité $R_a$ pour deux duretés de galet (Khellouki, Rech and Zahouani, 2007b)	54
Figure 34 Effet de l'avance de la toile sur la rugosité moyenne arithmétique $R_a$ (Khellouki, Rech and Zahouani, 2007a)	54
Figure 35. Comparaison des profils pour (a) le tournage dur, (b) le toilage sans avance de toile, et (c) le toilage avec une avance de toile rapide (Khellouki, Rech and Zahouani, 2007a)	55
Figure 36: Variation de la rugosité avec la fréquence d'oscillation pour deux galets de dureté différentes (Khellouki, 2007)	55

Figure 37: Etat des contraintes résiduelles après tournage dur, tournage dur suivi de toilage (Rech et al., 2008)	56
Figure 38: Observation de la couche blanche (Smith et al., 2007)	57
Figure 39. Observation de la microstructure du 15-5PH pour une opération de tournage dur suivie du toilage d'après (Chomienne et al., 2022)	57
Figure 40. Catégories de modèles et leurs domaines d'application en simulation selon (Brinksmeier et al., 2006)	58
Figure 41. Composantes principales de la modélisation cinématique d'un procédé abrasif	59
Figure 42. Grains modélisés par des formes simples selon (Liu et al., 2013)	59
Figure 43. Modèle géométrique des grains de diamant en tant qu'intersections d'un octaèdre et d'un hexaèdre selon (Siebrecht et al., 2014)	60
Figure 44. (a) Paramètres principaux du procédé de rodage selon (Urville et al., 2022), (b)Exemple de cinématique du procédé de rodage selon (Goeldel, 2013)	61
Figure 45. Cartographie de rugosité et zone de mesure (Goeldel, 2013)	62
Figure 46. Aspect de surface simulée et taux de conformité (Goeldel, 2013)	62
Figure 47. Représentation de la pièce, l'outil de rodage et de la surface après rodage selon (Joliet, Kansteiner and Kersting, 2015)	63
Figure 48. Comparaison d'une surface rodée expérimentale et simulée selon (Joliet and Kansteiner, 2013)	64
Figure 49. Evolution du paramètre de rugosité $R_z$ expérimental et simulé dans le temps selon (Joliet, Kansteiner and Kersting, 2015)	64
Figure 50. Schématisation du modèle de (Zou et al., 2019)	65
Figure 51. (a) surface de toile mesurée et (b) surface de toile numérique	65
Figure 52. Topographies simulées pour différentes vitesses selon (Zou et al., 2019)	66
Figure 53. Comparaison de la rugosité simulée et mesurée en fonction de la vitesse de rectification (Zou et al., 2019)	66
Figure 54. Synopsis du modèle de (Wang, Li and Fan, 2018)	67
Figure 55. Enlèvement de matière booléen selon (Wang, Li and Fan, 2018)	68
Figure 56. Arbre de boîte de vitesse [CRF] et la surface fonctionnelle étudiée	72
Figure 57. Gamme de fabrication des boites d'arbre de vitesse (Butano 2020)	73
Figure 58. Schéma du traitement thermique appliqué par CRF	74
Figure 59. Profondeur maximale d'enlèvement de matière (couche cimentée) en fonction du critère de dureté	74
Figure 60. (a) pièce cylindrique utilisée pour les essais (b) dessin côté de la pièce	75
Figure 61. Gamme de fabrication pour la finition des barres cylindriques	76
Figure 62. (a) tour numérique et (b) ces composants [CMZ]	77
Figure 63. Composants d'une toileuse SUPFINA 210	77
Figure 64. Banc expérimental de toilage	78
Figure 65. Illustration des paramètres de toilage.	80
Figure 66. Stratégie adoptée lors des essais de toilage	81
Figure 67. Schéma de principe du: (a) profilomètre, (b) confocal (adapté de (Leach, 2011))	83
Figure 68. Schéma de principe du suivi de l'enlèvement de matière	83
Figure 69. Configuration de mesure des contraintes résiduelles	84
Figure 70. Stratégie d'étude de l'effet des paramètres du toilage sur la topographie de surface	85
Figure 71. Surfaces et rugosités $R_a$ générées avec les conditions sélectionnés pour le projet FATECO	86
Figure 72. Evolution de la rugosité moyenne $R_a$ pendant le temps de toilage	87
Figure 73. Surface initiale (tournage dur) et surfaces finales (au bout de 60 s) pour différentes tailles de grains	88
Figure 74. Exemple de profils finaux de rugosité générés pour différentes tailles de grain à 60 s	89
Figure 75. Rugosité moyenne $R_a$ pour différentes tailles de grains à 60s	90
Figure 76. Profil initial et final pour: (a) Grain $9 \mu\text{m}$ (b) Grain $30 \mu\text{m}$ (c) Grain $100 \mu\text{m}$	91
Figure 77. Largeur moyenne des éléments du profil $R_{sm}$ pour les différentes tailles de grain à 60 s	92

Figure 78. Hauteur de pic réduite $R_{pk}$ pour différentes tailles de grain à 60 s	92
Figure 79. Profondeur de rugosité du corps $R_k$ pour différentes tailles de grain à 60 s	93
Figure 80. Hauteur de vallée réduite $R_{vk}$ pour différentes tailles de grains à 60 s	93
Figure 81. Evolution de la rugosité $R_a$ pour la condition (a) MQL et la condition (b) sèche	95
Figure 82. Schématisation de la zone de contact pour: (a) une faible force de toilage $F_n$ et (b) une grande force de toilage $F_n$	96
Figure 83. Effet des paramètres du procédé sur la rugosité $R_a$ après 60 s	97
Figure 84. Effet des paramètres du procédé sur le paramètre de rugosité $R_{sm}$ après 60 s	97
Figure 85. Profondeur réduite des pics $R_{pk}$ après 60 s	98
Figure 86. Profondeur de rugosité $R_k$ après 60 s	98
Figure 87. Profondeur réduite des vallées $R_{vk}$ après 60 s	98
Figure 88. Evolution de la rugosité moyenne $R_a$ pour les différentes duretés de galet	101
Figure 89. Rugosité moyenne $R_a$ pour les différentes duretés de galet à 60 s	101
Figure 90. Largeur moyenne des éléments du profil $R_{sm}$ pour les différentes duretés de galet	102
Figure 91. Profondeur de rugosité du centre $R_k$ pour différentes duretés de galet à 60 s	102
Figure 92. Hauteur de pic réduite $R_{pk}$ pour différentes duretés de galet à 60 s	103
Figure 93. Hauteur de vallée réduite $R_{vk}$ pour différentes duretés de galet à 60 s	103
Figure 94. Schéma de principe de la mesure de la largeur de contact	104
Figure 95. Surfaces de contact observées pour chaque dureté de galet	104
Figure 96. Evolution de la largeur de contact en fonction de la dureté du galet	105
Figure 97. Observation des surfaces initiales après (a) tournage dur et (b) polissage	106
Figure 98. Evolution de la rugosité $R_a$ pour une surface initiale générée en amont par tournage dur et par polissage. (Grain=30 $\mu\text{m}$ , 60 $\mu\text{m}/F_n=75\text{ N}$ , 150 N/Sec ou MQL)	108
Figure 99. Paramètre de rugosité $R_a$ final pour une surface initiale générée en amont par tournage dur et par polissage. (Grain=30 $\mu\text{m}$ , 60 $\mu\text{m}/F_n=75\text{ N}$ , 150 N/ Sec, MQL)	109
Figure 100. Paramètre de rugosité $R_{sm}$ final pour une surface initiale générée en amont par tournage dur et par polissage. (Grain=30 $\mu\text{m}$ , 60 $\mu\text{m}/F_n=75\text{ N}$ , 150 N/ Sec, MQL)	109
Figure 101. Paramètre de rugosité $R_k$ final pour une surface initiale générée en amont par tournage dur et par polissage. (Grain=30 $\mu\text{m}$ , 60 $\mu\text{m}/F_n=75\text{ N}$ , 150 N/ Sec, MQL)	110
Figure 102. Paramètre de rugosité $R_{pk}$ final pour une surface initiale générée en amont par tournage dur et par polissage. (Grain=30 $\mu\text{m}$ , 60 $\mu\text{m}/F_n=75\text{ N}$ , 150 N/ Sec, MQL)	110
Figure 103. Paramètre de rugosité $R_{vk}$ final pour une surface initiale générée en amont par tournage dur et par polissage. (Grain=30 $\mu\text{m}$ , 60 $\mu\text{m}/F_n=75\text{ N}$ , 150 N/ Sec, MQL)	110
Figure 104. Les contraintes résiduelles après traitement thermique dans les directions: (a) axiale et (b) circonférentielle	112
Figure 105. Les contraintes résiduelles induit par le tournage dur dans les directions: (a) axiale et (b) circonférentielle	113
Figure 106. Contraintes résiduelles (a) axiales et (b) circonférentielles après tournage dur et toilage pour différentes tailles de grains	114
Figure 107. Contraintes résiduelles (a) axiales et (b) circonférentielles après toilage pour différentes tailles de grains en considérant la surface toilée comme référence	115
Figure 108. Les contraintes résiduelles induit par les différentes conditions de toilage dans les directions: (a) axiale et (b) circonférentielle	116
Figure 109. Contraintes résiduelles (a) axiales et (b) circonférentielles des conditions de tournage	117
Figure 110. Article de conférence: CSI 2022, article disponible en Annexe I	119
Figure 111. Article de conférence: CSI 2022, article disponible en Annexe J	119
Figure 112. Schéma de la stratégie générale de modélisation	121
Figure 113. Rayage mono grain avec une orientation différente à chaque tour	122
Figure 114. Synopsis du modèle de simulation de la rugosité de toilage	125
Figure 115. Paramètres de toilage classifiés	126
Figure 116. Schéma de la position de la toile dans le plan d'oscillation <b>XZ</b> et le plan de rotation de la pièce <b>YZ</b>	128

Figure 117. Description des vitesses dans le plan <b>XY</b>	129
Figure 118. Schéma de principe du microscope à variation de focus (Leach, 2011)	130
Figure 119. Zone extraite après relocalisation: (a) MEB, (b) mesure de topographie	131
Figure 120. Comptage des grains abrasifs pour la mesure par (a) microscope à variation de focus et par (b) MEB	131
Figure 121. Observation des morphologies de grains pour la mesure par (a) microscope à variation de focus et par (b) MEB	132
Figure 122. Observation de surfaces de toile abrasives pour différentes tailles de grains	133
Figure 123. Toile mesurée pour le grain 30 $\mu\text{m}$	134
Figure 124. Schéma du contact macroscopique de Hertz lors du toilage.	135
Figure 125. Largeur de contact observée pour un contact toile pièce pour le galet 80 shore A pour une force de $F_n = 150 \text{ N}$	136
Figure 126. Maillage surfacique d'une pièce cylindrique	136
Figure 127. Schéma de simulation dans une configuration cinématique défavorable en utilisant une toile mal dimensionnée	138
Figure 128. Schéma de simulation avec une toile aux dimensions minimales dans une configuration cinématiques défavorables	139
Figure 129. Schéma de calcul de la dimension de zone de contact	139
Figure 130. Schéma du module d'indentation	140
Figure 131. Schématisation du module de génération aléatoire de toile	141
Figure 132. Illustration de la toile mesurée et la toile aux dimensions minimales extraite	142
Figure 133. Déplacement de cellules de grains en fonction de la discrétisation temporelle	143
Figure 134. Configurations des matrices toile et pièce et leurs impacts sur l'enlèvement de matière	143
Figure 135. Fonctionnement du module de recalage au point proche	145
Figure 136. Exemple du parcours d'une cellule de toile pendant un passage de toile	146
Figure 137. Topographie de surface simulée au bout de 60 s de toilage pour le grain 30 $\mu\text{m}$	147
Figure 138. Evolution du $R_a$ simulé du grain 30 $\mu\text{m}$ en utilisant le modèle 3D	148
Figure 139. Rugosité moyenne $R_a$ (a) comparaison du $R_a$ expérimental numérique, (b) zoom sur le $R_a$ expérimental	149
Figure 140. Rugosité moyenne $R_k$ (a) comparaison du $R_k$ expérimental numérique, (b) zoom sur le $R_k$ expérimental	150
Figure 141. Rugosité moyenne $R_{pk}$ (a) comparaison du $R_{pk}$ expérimental numérique, (b) zoom sur le $R_{pk}$ expérimental	151
Figure 142. Rugosité moyenne $R_{vk}$ (a) comparaison du $R_{vk}$ expérimental numérique, (b) zoom sur le $R_{vk}$ expérimental	152
Figure 143. Illustration du paramètre de différence d'angle de coupe entre le début et la fin d'un tour $\Delta\alpha$	153
Figure 144. Principe de mesure du contact par le film de pression	154
Figure 145. Observation (a) d'une toile 30 $\mu\text{m}$ au MEB, (b) de la zone de contact avec un grain 30 $\mu\text{m}$ (SUPFINA) en utilisant le film de pression	155
Figure 146. Schématisation d'un contact rigide et flexible à l'échelle mésoscopique	158
Figure 147. Représentation schématique d'un (a) pic et d'une (b) vallée selon (Blateyron, 2013)	160
Figure 148. Représentation du (a) point de selle et (b) d'un fond de vallée avec trois points de selle selon (Blateyron, 2013)	160
Figure 149. a) Lignes de contour avec les points critiques associés : sommets P1-6, vallées V1-3, et points de selle S1-8, ainsi que les lignes de parcours critiques associées (des selles aux vallées) et les lignes de crête (des selles aux sommets) ; et arbre de changement : b) avant l'élagage de Wolf et c) après l'élagage de Wolf d'après (Jiang, Senin and Scott, 2021)	161
Figure 150. Exemple de détection des pics sur une toile (a) de grain 30 $\mu\text{m}$ et (b) de grain 60 $\mu\text{m}$	162
Figure 151. Algorithme de la méthode d'alignement des grains	163
Figure 152. Topographie de surface des toiles de grain 30 $\mu\text{m}$ et de grain 60 $\mu\text{m}$ mesurées et après alignement des grains par détection des grains	164

Figure 153. Schéma de principe du filtre morphologique de dilatation adapté de (Blateyron, 2006)	165
Figure 154. Schéma de principe du filtre morphologique d'érosion adapté de (Blateyron, 2006)	166
Figure 155. Schéma de principe du filtre morphologique de fermeture adapté de (Blateyron, 2006)	166
Figure 156. Topographie de surface de la toile du grain 30 $\mu\text{m}$ et le profil extrait	167
Figure 157. Alignement des grains du profil extrait par un (a) filtre de dilatation et (b) filtre de fermeture	168
Figure 158. Observation de surfaces et de profils avant et après un filtre de fermeture et un filtre dilatation	169
Figure 159. Schéma de principe de modélisation de la toile par des cônes uniformément distribués	170
Figure 160. (a) Schéma de la configuration de toile de cônes uniformément distribués, (b) coupe A-A représentant les grains de la diagonale	170
Figure 161. Schéma de l'application d'une sphère de rayon R (filtre de dilatation) entre les grains les grains de la diagonale	171
Figure 162. Profil extrait d'une toile brute et profil extrait d'une toile filtré en utilisant un rayon de sphère: (a) R = 200 $\mu\text{m}$ , (b) R = 300 $\mu\text{m}$ , (c) R = 400 $\mu\text{m}$ , (d) R = 500 $\mu\text{m}$ et (e) R = 600 $\mu\text{m}$	173
Figure 163. Topographie de surface de la toile de grain 30 $\mu\text{m}$ mesurée et après alignement des grains par filtre de dilatation	174
Figure 164. Rugosité arithmétique moyenne $S_a$ des toiles avec les grains alignés des deux méthodes	175
Figure 165. Toile 30 $\mu\text{m}$ dont les grains sont alignés par: (a) filtre de dilatation, (b) méthode de détection de motifs	175
Figure 166. (a) Profil extrait d'une toile de 30 $\mu\text{m}$ brute, une toile 30 $\mu\text{m}$ filtrée par un filtre de dilatation et une toile 30 $\mu\text{m}$ après la méthode de détection de motifs, et (b) leur courbes d'Abbott respectives	176
Figure 167. Paramètre de rugosité $R_a$ expérimentale et simulée en utilisant une toile sans alignement de grains, une toile filtrée par dilatation et une toile par détection de motifs	177
Figure 168. Paramètre de rugosité $R_{sm}$ expérimentale et simulée en utilisant une toile filtrée par dilatation et une toile par détection de motifs	178
Figure 169. Paramètre de rugosité $R_k$ expérimentale et simulée en utilisant une toile filtrée par dilatation et une toile par détection de motifs	179
Figure 170. Paramètre de rugosité $R_{pk}$ expérimentale et simulée en utilisant une toile filtrée par dilatation et une toile par détection de motifs	179
Figure 171. Paramètre de rugosité $R_{vk}$ expérimentale et simulée en utilisant une toile filtrée par dilatation et une toile par détection de motifs	180
Figure 172. Observation des topographies de surface simulées (filtre de dilatation) et expérimentales	181
Figure 173. Schéma illustrant la différence entre la méthode d'alignement actuelle et une méthode d'alignement physique	182
Figure 174. Observation d'une toile de grain 80 $\mu\text{m}$ en mettant en avant les grains noyés dans la colle	182
Figure 175. Observation des topographies des différentes configurations simulées	184
Figure 176. Paramètre de rugosité $R_a$ simulé en fonction de la fréquence d'oscillation	185
Figure 177. Paramètre de rugosité $R_{sm}$ simulé en fonction de la fréquence d'oscillation	185
Figure 178. Paramètre de rugosité $R_k$ simulé en fonction de la fréquence d'oscillation	186
Figure 179. Paramètre de rugosité $R_{pk}$ simulé en fonction de la fréquence d'oscillation	186
Figure 180. Paramètre de rugosité $R_{vk}$ simulé en fonction de la fréquence d'oscillation	186
Figure 181. Comparaison de la rugosité $R_a$ simulée pour une indentation expérimentale et une indentation numérique	187
Figure 182. Comparaison de la rugosité $R_{sm}$ simulée pour une indentation expérimentale et une indentation numérique	188
Figure 183. Comparaison de la rugosité $R_k$ simulée pour une indentation expérimentale et une indentation numérique	188
Figure 184. Comparaison de la rugosité $R_{pk}$ simulée pour une indentation expérimentale et une indentation numérique	189
Figure 185. Comparaison de la rugosité $R_{vk}$ simulée pour une indentation expérimentale et une indentation numérique	189



Figure 186. Paramètres d'entrée de l'approche 2D de modélisation	192
Figure 187. Synopsis du modèle 2D	194
Figure 188. Dimensions macro géométriques des 2 solides en contact – (a) approche 3D – (b) approche 2D	195
Figure 189. Comparaison de la vue latérale d'une toile brute et une toile filtrée (grains alignés)	196
Figure 190. (a) Toile mesurée et (b) toile avec grains alignés pour la taille de grains 30 $\mu\text{m}$	197
Figure 191. Largeur de contact pour le modèle 2D	198
Figure 192. Schéma du module d'indentation	199
Figure 193. Schématisation du module de génération de toile aléatoire	200
Figure 194. Illustration de la toile mesurée et la toile aux dimensions minimales extraite	201
Figure 195. Schématisation d'une vue latérale de toile	201
Figure 196. Topographie de surface simulée au bout de 60 s de toilage pour le grain 30 $\mu\text{m}$	202
Figure 197. Evolution du $R_a$ simulé du grain 30 $\mu\text{m}$ en utilisant le modèle 2D	203
Figure 198. Paramètre de rugosité $R_a$ expérimental et simulé en fonction de la taille de grains	204
Figure 199. Paramètre de rugosité $R_{sm}$ expérimental et simulé en fonction de la taille de grains	205
Figure 200. Paramètre de rugosité $R_k$ expérimental et simulé en fonction de la taille de grains	205
Figure 201. Paramètre de rugosité $R_{pk}$ expérimental et simulé en fonction de la taille de grains	206
Figure 202. Paramètre de rugosité $R_{vk}$ expérimental et simulé en fonction de la taille de grains	206
Figure 203. Comparaison des profils expérimentaux et des profils simulés numériquement pour les grains 20 $\mu\text{m}$ et 30 $\mu\text{m}$	207
Figure 204. Comparaison des profils expérimentaux et des profils simulés numériquement pour les grains 60 $\mu\text{m}$ et 80 $\mu\text{m}$	207
Figure 205. Paramètre de rugosité $R_a$ simulé en fonction de la force de toilage	208
Figure 206. Comparaison du $R_a$ expérimental et simulé pour le grain 30 $\mu\text{m}$ et 60 $\mu\text{m}$	209
Figure 207. Paramètre de rugosité $R_{sm}$ simulé en fonction de la force de toilage	209
Figure 208. Paramètre de rugosité $R_k$ simulé en fonction de la force de toilage	210
Figure 209. Paramètre de rugosité $R_{pk}$ simulé en fonction de la force de toilage	210
Figure 210. Paramètre de rugosité $R_{vk}$ simulé en fonction de la force de toilage	210
Figure 211. Profils de rugosité simulés pour les différentes tailles de grains en fonction de la force de toilage	211
Figure 212. Comparaison de la largeur de contact en fonction de la force de toilage	212
Figure 213. Amplitude de la ligne de crête de toile pour les différentes forces de toilage pour les grain 30 $\mu\text{m}$ , 60 $\mu\text{m}$ et 80 $\mu\text{m}$	212
Figure 214. Amplitude de la ligne de crête de toile pour les différentes forces de toilage pour le grain 30 $\mu\text{m}$	213
Figure 215. Paramètre de rugosité $R_a$ simulé en fonction de la dureté de galet	214
Figure 216. Comparaison de la rugosité $R_a$ expérimentale et numérique pour le grain 30 $\mu\text{m}$	214
Figure 217. Paramètre de rugosité $R_{sm}$ simulé en fonction de la dureté de galet	215
Figure 218. Paramètre de rugosité $R_k$ simulé en fonction de la dureté de galet	215
Figure 219. Paramètre de rugosité $R_{pk}$ simulé en fonction de la dureté de galet	216
Figure 220. Paramètre de rugosité $R_{vk}$ simulé en fonction de la dureté de galet	216
Figure 221. Comparaison de la largeur de contact en fonction de la dureté du galet	216
Figure 222. Sensibilité du paramètre $R_a$ vis-à-vis de la toile utilisée	218
Figure 223. Sensibilité du paramètre $R_{sm}$ vis-à-vis de la toile utilisée	219
Figure 224. Sensibilité du paramètre $R_k$ vis-à-vis de la toile utilisée	219
Figure 225. Sensibilité du paramètre $R_{pk}$ vis-à-vis de la toile utilisée	220
Figure 226. Sensibilité du paramètre $R_{vk}$ vis-à-vis de la toile utilisée	220
Figure 227. Sensibilité du paramètre $R_a$ vis-à-vis de la limite élastique de la pièce $\sigma_e$	221
Figure 228. Schématisation de l'indentation pour deux limite élastiques de la pièce $\sigma_e$ différentes	222
Figure 229. Sensibilité du paramètre $R_{sm}$ vis-à-vis de la limite élastique de la pièce $\sigma_e$	223
Figure 230. Sensibilité du paramètre $R_k$ vis-à-vis de la limite élastique de la pièce $\sigma_e$	223
Figure 231. Sensibilité du paramètre $R_{pk}$ vis-à-vis de la limite élastique de la pièce $\sigma_e$	224

Figure 232. Sensibilité du paramètre $R_{vk}$ vis-à-vis de la limite élastique de la pièce $\sigma_e$	224
Figure 233. Effet du rayon du filtre sur la rugosité $R_a$ pour les grains 20 $\mu\text{m}$ , 30 $\mu\text{m}$ , 60 $\mu\text{m}$ et 80 $\mu\text{m}$	226
Figure 234. Schéma d'illustration de l'effet du rayon du filtre sur l'alignement des grains: (a) petit rayon de filtre R1 et (b) grand rayon de filtre R2	226
Figure 235. Effet du rayon du filtre sur la rugosité $R_{sm}$ pour les grains 20 $\mu\text{m}$ , 30 $\mu\text{m}$ , 60 $\mu\text{m}$ et 80 $\mu\text{m}$	227
Figure 236. Effet du rayon du filtre sur la rugosité $R_k$ pour les grains 20 $\mu\text{m}$ , 30 $\mu\text{m}$ , 60 $\mu\text{m}$ et 80 $\mu\text{m}$	227
Figure 237. Effet du rayon du filtre sur la rugosité $R_{pk}$ pour les grains 20 $\mu\text{m}$ , 30 $\mu\text{m}$ , 60 $\mu\text{m}$ et 80 $\mu\text{m}$	228
Figure 238. Effet du rayon du filtre sur la rugosité $R_{vk}$ pour les grains 20 $\mu\text{m}$ , 30 $\mu\text{m}$ , 60 $\mu\text{m}$ et 80 $\mu\text{m}$	228
Figure 239. Comparaison de la rugosité $R_a$ simulée pour une indentation expérimentale et une indentation numérique	229
Figure 240. Comparaison de la rugosité $R_{sm}$ simulée pour une indentation expérimentale et une indentation numérique	230
Figure 241. Comparaison de la rugosité $R_k$ simulée pour une indentation expérimentale et une indentation numérique	231
Figure 242. Comparaison de la rugosité $R_{pk}$ simulée pour une indentation expérimentale et une indentation numérique	231
Figure 243. Comparaison de la rugosité $R_{vk}$ simulée pour une indentation expérimentale et une indentation numérique	232
Figure 244. Epreuve de fatigue pour les essais de flexion rotative selon (Chomienne, 2015; Chomienne et al., 2022)	236
Figure 245. Trajectoires de tournage dur et l'éprouvette de fatigue résultante pour (a) la 1 <sup>ère</sup> étape et (b) la 2 <sup>ème</sup> étape	237
Figure 246. Epreuve de fatigue pour les essais de flexion rotative	238
Figure 247. Image de (a) un galet originel, (b) un galet spécial usiné et (c) un galet spécial et une pièce de fatigue dans les conditions de toilage	238
Figure 248. Comparaison des surfaces à toiler pour (a) la barre de référence, et pour (b) l'éprouvette de fatigue	240
Figure 249. Comparaison de la rugosité $R_a$ entre l'éprouvette de fatigue et l'éprouvette de référence dans le cas du tournage dur	240
Figure 250. Comparaison de la rugosité $R_a$ entre l'éprouvette de fatigue (grain 30 $\mu\text{m}$ , $F_n=15$ N) et l'éprouvette de référence (grain 30 $\mu\text{m}$ , $F_n=150$ N) dans le cas du toilage	241
Figure 251. Comparaison du profil de contraintes résiduelles axiales et circonférentielles entre une éprouvette de fatigue et une éprouvette de référence dans le cas de toilage	242
Figure 252. (a) Machine de flexion rotative Walter+Bai® UBM 200. (b) Schéma cinématique simplifié de la machine. D'après (Chomienne, 2015; Chomienne et al., 2022)	243
Figure 253. Procédure d'essai Locati superposé aux courbes de Wohler de référence	244
Figure 254. Déduction de la limite d'endurance de la courbe contrainte – dommage cumulé	245
Figure 255.. Exemple de la méthode Staircase	246
Figure 256. Essai Locati et la courbe contrainte - dommage cumulé pour les éprouvettes de tournage dur	247
Figure 257. Méthode Staircase pour les éprouvettes de tournage dur	247
Figure 258. Essai Locati et la courbe contrainte - dommage cumulé pour les éprouvettes de toilage	247
Figure 259. Méthode Staircase pour les éprouvettes de toilage	248
Figure 260. Carte d'intégrité de surface des éprouvettes de fatigue	249
Figure 261. Schématisation d'un module d'indentation physique	253
Figure 262. Schématisation de la différence entre: (a) le toilage et (b) la rectification à la bande abrasive	261
Figure 263. Schéma de la stratégie de mesure des topographies de toiles	262
Figure 264. Schématisation de la mesure de toile à échelle réelle	262
Figure 265. Evaluation des hauteurs moyennes arithmétiques de surface ( $S_a$ ) pour les toiles 3M et Supfina	263
Figure 266. Observation sur MEB de la toile 80 $\mu\text{m}$ 3M et Supfina	263
Figure 267. La hauteur moyenne arithmétique $R_a$ générée après le toilage par une toile 3M et Supfina	264

Figure 268. (a) Profondeur de rugosité $R_k$ , (b) Profondeur réduite des pics $R_{pk}$ , et (c) Profondeur réduite des vallées $R_{vk}$ après le toilage avec des toiles 3M et Supfina	265
Figure 269. Schéma de la stratégie de mesure des topographies de toiles	267
Figure 270. Schématisation de la mesure de toile à échelle réelle	267
Figure 271. Evaluation des hauteurs moyennes arithmétiques de surface $S_a$ de la toile pour les différentes tailles de grains	268
Figure 272. La hauteur moyenne arithmétique $R_a$ de la pièce en fonction de la taille de grains	268
Figure 273. (a) Profondeur de rugosité $R_k$ , (b) Profondeur réduite des vallées $R_{vk}$ , et (c) Profondeur réduite des pics $R_{pk}$ après le toilage avec différentes tailles de grains	269
• Figure 274. Configuration et paramètres de la création d'une référence unique par indentation laser	271
Figure 275. Photo représentative de la machine TRUMPF	271
Figure 276. Machine DREMEL utilisée pour le polissage	273
Figure 277. Les surfaces étudiées (a) après polissage et (b) avant polissage	274
Figure 278. Représentation du contact de Hertz entre deux cylindres parallèles (adapte de (Stachowiak and Batchelor, 2013))	276
Figure 279. Comptage des grains par unité de surface sur une image MEB pour le grain $20 \mu\text{m}$	277
Figure 280. Comptage des grains par unité de surface sur une image MEB pour le grain $30 \mu\text{m}$	277
Figure 281. Comptage des grains par unité de surface sur une image MEB pour le grain $60 \mu\text{m}$	278
Figure 282. Comptage des grains par unité de surface sur une image MEB pour le grain $80 \mu\text{m}$	278
Figure 283. Géométrie de galet utilisée dans pour le toilage des éprouvettes de fatigue	281

## Liste des tableaux :

Tableau 1. Etude préliminaire de l'influence des paramètres de toilage sur l'état de surface (Khellouki, 2007)	52
Tableau 2. Distribution des simulations cinématiques des procédés abrasifs en fonction du procédé.	61
Tableau 3. Composition chimique de l'acier 27MnCr5 (en masse)	72
Tableau 4. Spécifications du palier de l'arbre de boîte de vitesse	72
Tableau 5. Conditions de toilage retenues pour les différentes études expérimentales (en noir les paramètres fixes et en bleu les paramètres variables)	79
Tableau 6. Conditions de toilage pour l'étude de l'effet de la taille de grains sur la topographie	86
Tableau 7. Conditions de toilage pour l'étude de l'effet des paramètres du procédé sur la topographie de surface	94
Tableau 8. Conditions de toilage pour l'étude de l'effet de la dureté du galet sur la topographie de surface	100
Tableau 9. Conditions de toilage pour l'étude de l'effet de la surface initiale	107
Tableau 10. Paramètres d'entrée du modèle 3D	127
Tableau 11. Paramètres de toilage utilisés pour le cas d'étude	134
Tableau 12. Module de Young E (MPa) et coefficient de Poisson $\nu$ de l'acier cémenté 27MnCr5 et les différents galets en polymère	135
Tableau 13. Paramètres de toilage utilisés lors de la simulation	148
Tableau 14. Paramètres d'entrée du modèle 3D actualisé pour le Chapitre 5	159
Tableau 15. Densité des grains de toile obtenu par comptage sur image MEB	170
Tableau 16. Rayon du filtre de dilatation en fonction de la taille de grain de la toile	174
Tableau 17. Paramètres du procédé utilisé pour la simulation de l'effet de l'alignement des grains	176
Tableau 18. Paramètres du procédé utilisé pour la simulation de l'effet de la fréquence d'oscillation	183
Tableau 19. Paramètres d'entrés du modèle 2D	193
Tableau 20. Paramètres de toilage utilisés pour le cas d'étude	196
Tableau 21. Module de Young E (MPa) et coefficient de Poisson $\nu$ de l'acier cémenté 27MnCr5 et les différents galets en polymère	197
Tableau 22. Paramètres du procédé utilisé pour la simulation de l'effet de la taille des grains (Modèle 2D VS Modèle 3D).	203
Tableau 23. Comparaison entre les $R_a$ expérimentaux et simulés	204
Tableau 24. Paramètres du procédé utilisé pour la simulation de l'effet de la force de toilage (Modèle 2D).	208
Tableau 25. Paramètres du procédé utilisé pour la simulation de la dureté du galet (Modèle 2D).	213
Tableau 26. Paramètres de toilage utilisés pour l'étude de sensibilité	217
Tableau 27. Paramètres utilisés pour l'étude de sensibilité vis-à-vis de la statistique de la toile	218
Tableau 28. Paramètres utilisés pour l'étude de sensibilité vis-à-vis de la limite élastique de la pièce $\sigma_e$	221
Tableau 29. Paramètres de toilage pour l'étude de sensibilité du modèle vis-à-vis du rayon de filtre	225
Tableau 30. Comparaison de l'indentation expérimentale et numérique en fonction de la taille de grains	229
Tableau 31. Paramètres de toilage des éprouvettes de fatigue	239
Tableau 32. Caractérisation de l'intégrité de surface des éprouvettes de fatigue et les résultats des essais Staircase	249
Tableau 33. Nombre de grains pour 1 mm <sup>2</sup> pour chaque taille de grains	279
Tableau 34. Paramètres de toilage des éprouvettes de fatigue	282

# Nomenclature :

## 1. Expérimental :

$\Delta$  Enlèvement de matière expérimental

### Tournage dur :

$V_{c(\text{tournage dur})}$  Vitesse de coupe

$f$  Avance par tour

$a_p$  Profondeur de passe

### Toilage :

$N_p$  Vitesse de rotation de la pièce

$V_{\text{atoile}}$  Vitesse d'avance de la toile

$f_{\text{osc}}$  Fréquence d'oscillation de la toile

$A_{\text{osc}}$  Amplitude d'oscillation de la toile

$F_n$  Force de toilage

$P$  Pression de toilage

### Rugosité :

#### 1. Paramètres de filtrage

$\lambda_s$  Filtre passe-haut avec cut off

$\lambda_c$  Filtre passe-bas avec cut-off

$l_n$  Longueur d'évaluation

#### 2. Paramètres de rugosité

$S_a$  Rugosité de surface moyenne arithmétique

$R_a$  Rugosité moyenne arithmétique

$R_{sm}$  Largeur moyenne des éléments du profil

$R_k$  Profondeur de rugosité du cœur

$R_{pk}$  Profondeur réduite des pics

$R_{vk}$  Profondeur réduite des vallées

### Contraintes résiduelles :

$\sigma_a$  Contraintes résiduelles axiales

$\sigma_c$  Contraintes résiduelles circonférentielles

### Fatigue :

$Mf_z$  Moment fléchissant

$Ig_z$  Moment quadratique de la section

$\vartheta$  Distance à la fibre neutre

$d$	Diamètre de la partie utile de l'éprouvette
$D$	Domage total
$N_i$	Nombre de cycles à rupture pour le niveau de contrainte $\sigma_i$
$n_i$	Nombre de cycles effectués à ce niveau de contraintes
$p$	Nombre de niveaux de contraintes
$S_0$	Niveau de contrainte le plus faible utilisé avec l'évènement le moins fréquent
$d$	Espacement des niveaux de contraintes
$N$	Somme du nombre d'éprouvettes rompues ou non-rompues pour chaque niveau
$A$	Somme du produit du nombre d'éprouvettes rompues ou non-rompues par la valeur $i$ du niveau
$B$	Somme du produit du nombre d'éprouvettes rompues ou non-rompues par le carré de la valeur $i$ du niveau
$\sigma_D$	Limite d'endurance

## **2. Modélisation :**

### **Paramètres d'entrée du modèle :**

$l_p$	Largeur de la pièce
$D_p$	Diamètre de la pièce
$E_p$	Module de Young de la pièce
$\nu_p$	Coefficient de Poisson de la pièce
$\sigma_e$	Limite élastique de la pièce
$l_t$	Largeur de la toile
$l_g$	Largeur du galet
$D_g$	Diamètre du galet
$E_g$	Module de Young du galet
$\nu_g$	Coefficient de Poisson du galet
$N_p$	Vitesse de rotation de la pièce
$V_{atoile}$	Vitesse d'avance de la toile
$f_{osc}$	Fréquence d'oscillation de la toile
$A_{osc}$	Amplitude d'oscillation de la toile
$F_n$	Force de toilage
$l_{px}$	Dimension de la pièce à simuler suivant l'axe <b>X</b>
$l_{py}$	Dimension de la pièce à simuler suivant l'axe <b>Y</b>
$d_{xt}$	Résolution latérale des matrices suivant l'axe <b>X</b>
$d_{yt}$	Résolution latérale des matrices suivant l'axe <b>Y</b>

### Variables internes au modèle :

$V_x$	Vitesse de la toile suivant l'axe <b>X</b>
$V_y$	Vitesse de la toile suivant l'axe <b>Y</b>
$x$	Position de la toile suivant l'axe <b>X</b>
$\alpha$	Angle de rayage
$l_{tx}$	Dimension de la toile numérique suivant l'axe <b>X</b>
$l_{ty}$	Dimension de la toile numérique suivant l'axe <b>Y</b>
$X_p$	Matrice des positions de la pièce simulée suivant l'axe <b>X</b>
$Y_p$	Matrice des positions de la pièce simulée suivant l'axe <b>Y</b>
$Z_p$	Matrice des altitudes de la pièce simulée (suivant l'axe <b>Z</b> )
$X_t$	Matrice des positions de la toile numérique suivant l'axe <b>X</b>
$Y_t$	Matrice des positions de la toile numérique suivant l'axe <b>Y</b>
$Z_t$	Matrice des altitudes de la toile numérique (suivant l'axe <b>Z</b> )
$d_t$	Incrément temporel
$x_{recouv}$	Dimension de recouvrement (suivant <b>X</b> )
$\delta a$	Indentation de la toile dans la pièce
$A_r$	Surface de contact pièce – toile pour une valeur d'indentation $\delta a$
$F_{ind}$	Force d'indentation pour la valeur d'indentation $\delta a$
$a_{ind}$	Indentation numérique calculée théoriquement
$x_{ptproche}$	Distance entre la position de la toile initiale et la position de la toile théorique en suivant la cinématique du procédé pour chaque itération
$dep_x$	Valeur de déplacement de la toile suivant l'axe <b>X</b> pour aligner parfaitement les mailles toile – pièce.
$X_{t\_ptproche}$	Matrice des positions de la toile numérique après recalage au point proche suivant l'axe <b>X</b>
$Y_{t\_ptproche}$	Matrice des positions de la toile numérique après recalage au point proche suivant l'axe <b>Y</b>

### Variable de calcul du rayon de filtre de dilatation :

$D_{gr}$	Diamètre des grains abrasifs
$N$	Nombre de grains par mm <sup>2</sup>
$L_t$	Largeur de toile mesurée
$l_{gr}$	Distance entre deux grains suivant la largeur de toile mesurée
$n_x$	Nombre de grains suivant l'axe <b>X</b>
$n_y$	Nombre de grains suivant l'axe <b>Y</b>

$l_{grmax}$	Distance maximale entre deux grains
$\delta$	Enfoncement de la sphère du filtre de dilatation entre deux grains
$R$	Rayon de sphère du filtre de dilatation

### **3. Abréviations :**

$Al_2O_3$	Oxide d'aluminium
<i>BAC</i>	Bearing Area Curve (courbe de portance)
<i>CRF</i>	Centre de Recherche de FIAT
<i>FAO</i>	Fabrication Assistée par Ordinateur
<i>FAO</i>	Improvement of the <b>F</b> atigue performance of automotive components <b>T</b> hrough innovative <b>E</b> COfriendly finishing operations
<i>LTDS</i>	Laboratoire de Tribology et de Dynamique des Systèmes
<i>MQL</i>	Minimum Quantity Lubrication



# INTRODUCTION

- **Contexte industriel**

L'industrie automobile développe et met en œuvre de nombreuses technologies de pointe pour fabriquer des voitures fiables et efficaces. Tous les éléments d'une voiture sont conçus et produits en prenant en compte les charges statiques et dynamiques qu'ils subiront dans le but de créer une voiture durable et fiable.

Les composants automobiles, plus précisément la boîte de vitesse et ses composants sont des éléments clés de la durabilité.

Les éléments de transmission de la boîte de vitesse (Figure 1) subissent des charges cycliques en torsion et en flexion bi-axiale pouvant induire une rupture prématurée en fatigue.



*Figure 1. Image 3D d'une boîte de vitesse automobile*

Ce type de rupture est fortement lié à l'état d'intégrité de surface des pièces produites. L'intégrité de surface est définie par (Brian Griffiths, 2001) comme étant une notion qui englobe la topographie de surface, les contraintes résiduelles, la microstructure et la dureté. Ces propriétés évoluent en fonction des procédés utilisés.

**NB :** Tout au long de ce mémoire, l'intégrité de surface est étudiée uniquement au travers des paramètres de topographie de surface et des contraintes résiduelles. A contrario, la microstructure et la dureté ne seront pas étudiées.

Les constructeurs automobiles recherchent des procédés rentables pour atteindre le cahier des charges de leurs composants. La Figure 2 résume les principaux procédés de finition et de superfinition en fonction des mécanismes physiques impliqués. S'agissant des composants de boîte de vitesses, les procédés d'usinage sont très appréciés pour leurs hautes productivités et leurs précisions du fait de leurs pilotages en position. Parmi ceux-là, la rectification est le procédé de référence pour la finition des surfaces d'engrenages et d'arbres de transmission. Pour autant, elle induit généralement des contraintes résiduelles de traction et des microstructures perturbées (dues au dégagement de chaleur intense lors du procédé) (Mark J. Jackson and J. Paulo Davim, 2011). Les effets précédents sont néfastes en termes de comportement en fatigue.

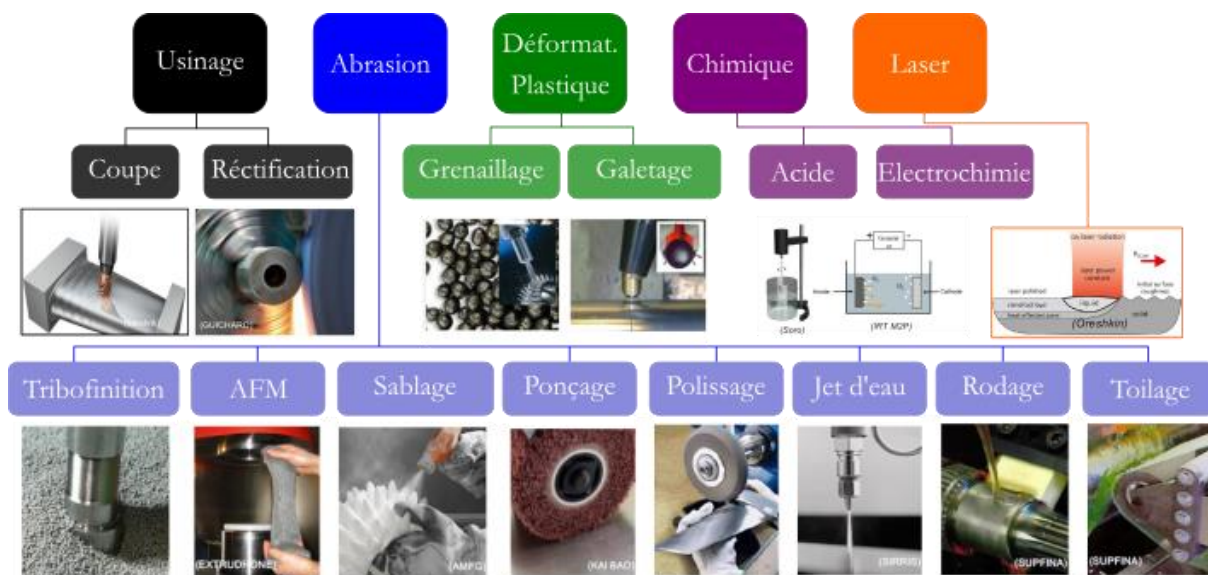


Figure 2. Classification des procédés de finition et super finition des pièces (Rech, 2020)

A contrario, le procédé de toilage, objet de cette étude, présente de nombreux avantages en termes d'intégrité de surface comme nous le verrons plus précisément dans ce mémoire. Il fait partie de la famille des procédés abrasifs aux côtés d'une multitude d'autres (tribofinition, AFM, ...).

- **Projet FATECO**

Le projet **FATECO** se positionne dans le contexte d'amélioration de la fiabilité des composants automobiles par les procédés de super finition. C'est un projet de recherche européen (**programme RFCS – ref. 847284**) impliquant plusieurs partenaires industriels et universitaires : l'**Université de Mondragon**, l'**Université de Bologne**, **Sidenor**, **Centre de recherche de Fiat – Stellantis**, **EMAG – Samputensili**, et l'**Ecole Centrale de Lyon – ENISE**. L'acronyme **FATECO** correspond à « Improvement of the **F**atigue performance of automotive components **T**hrough innovative **E**COfriendly finishing operations ».

L'objectif est donc d'étudier l'effet des procédés de finition conventionnels et innovants sur l'intégrité de surface et sa relation avec la fatigue et les performances tribologiques. Cela permettra d'identifier les procédés de fabrication qui améliorent la performance finale en service des composants.

L'étude s'est focalisée sur les composants de transmission automobile, plus précisément l'arbre de boîte de vitesse supérieur (encadré en vert) et le pignon 4/6 (encadré en rouge) de la boîte de vitesse (Figure 3).

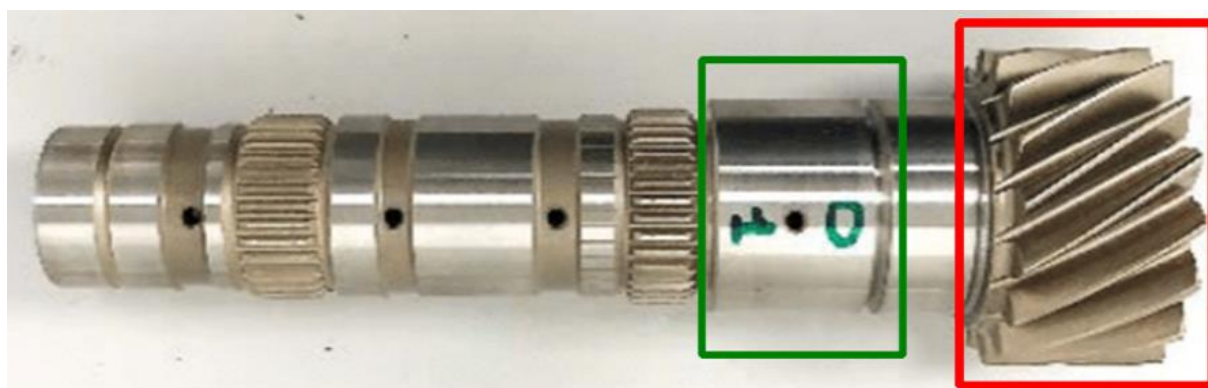


Figure 3. Arbre de boîte de vitesse CRF

Dans le cadre du projet, le procédé de rectification (procédé de référence appliqué à la surface encadrée en vert) sera comparé à la rectification cryogénique (=sous arrosage à l'azote liquide) et à la combinaison des procédés 'tournage dur + toilage'. Le synoptique du projet FATECO concernant la finition des arbres de boîtes de vitesse est présenté en Figure 4. L'intégrité de surface obtenue par les différents procédés testés est caractérisée par différents partenaires du projet. Les meilleures conditions de super finition retenues sont ensuite appliquées à différentes éprouvettes de fatigue pour caractériser le comportement en fatigue et le comportement tribologique.

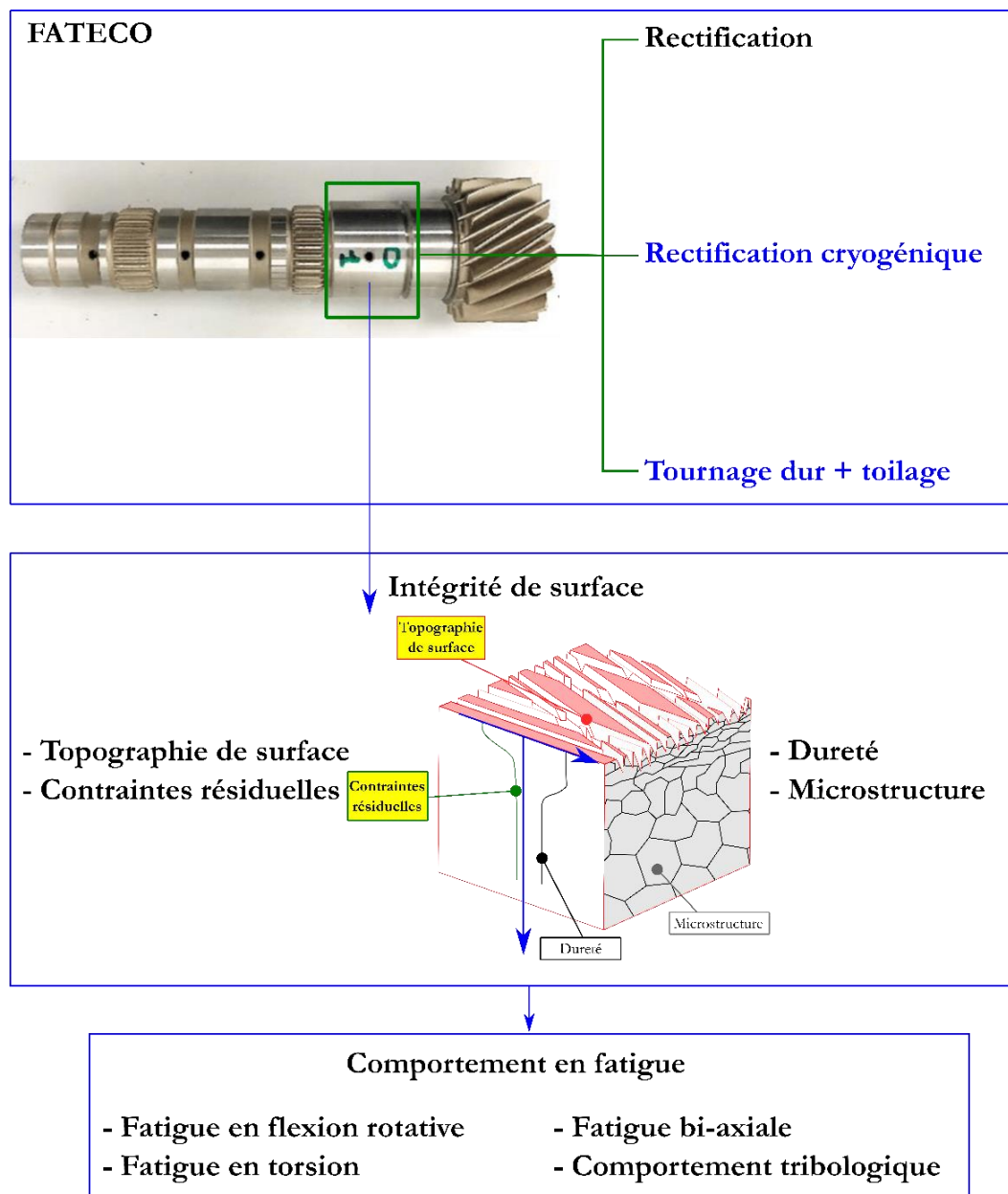


Figure 4. Synopsis du projet FATECO pour la finition des arbres de boîte de vitesses

- **Contexte scientifique**

La Figure 5 met en avant le nombre de publications depuis 2000 pour les procédés abrasifs et le procédé de toilage. Il est remarquable que, malgré l'attrait pour les procédés abrasifs et l'explosion des études industrielles portant sur ceux-ci, le toilage reste peu étudié dans le monde académique.

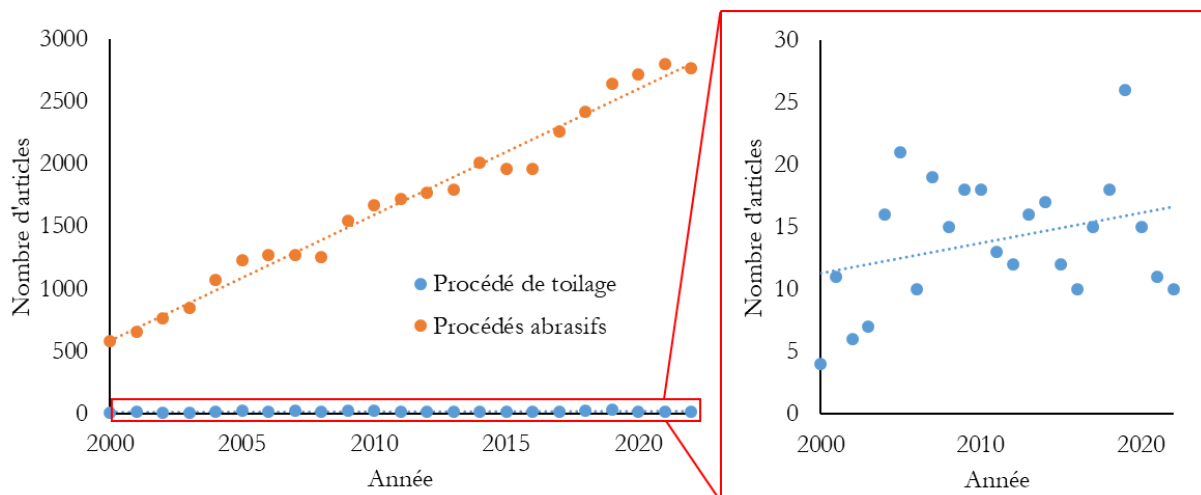


Figure 5. Nombre d'articles publiés depuis 2000 pour les procédés abrasifs et le procédé de toilage selon Scopus

Le toilage illustré en Figure 6, est un procédé qui se compose de plusieurs éléments (galet élastomère, toile abrasive, lubrification).



Figure 6. Illustration du procédé de toilage en application industrielle (Supfina)

Le dispositif de toilage est peu encombrant et facilement intégrable au sein d'une chaîne de production (on peut visualiser au sein d'une machine-outil numérique sur la Figure 7).

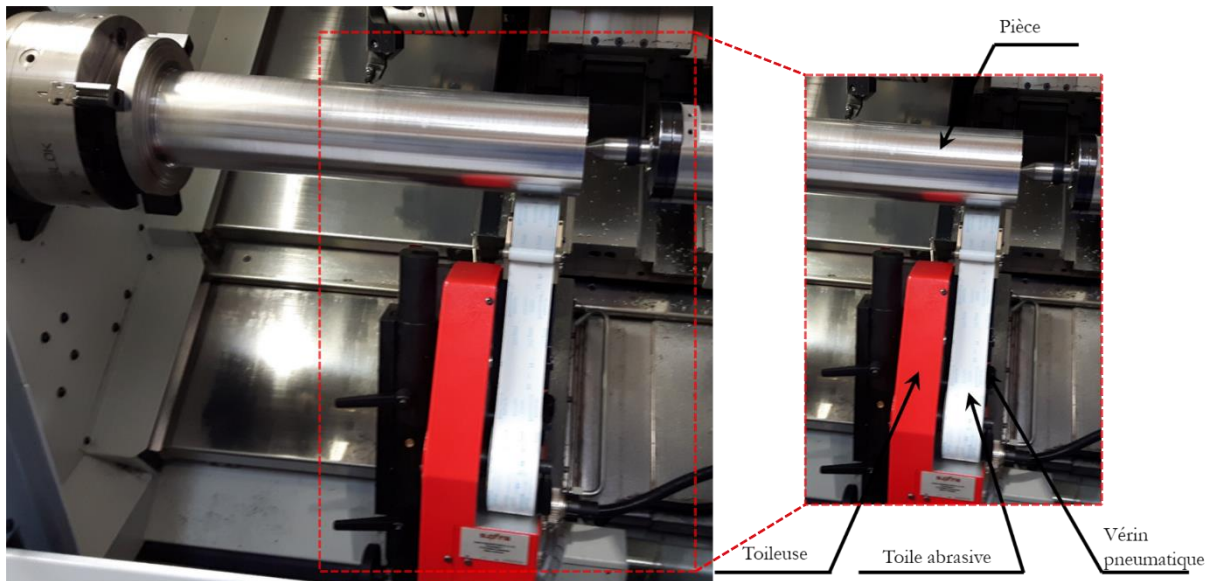


Figure 7. Illustration de la toileuse au sein d'une machine-outil numérique

**N.B :** Avant d'avancer dans ce mémoire, il est important d'avoir en tête que le procédé de **toilage** (**belt finishing** en anglais) est différent du procédé de **rectification avec bande abrasive** (**belt grinding** en anglais). C'est une confusion très courante dans la littérature technique et scientifique. Les différences entre les deux procédés sont présentées en Annexe A.

La durée de vie en fatigue des pièces est directement impactée par l'intégrité de surface. La compréhension de l'effet du toilage sur les composantes de l'intégrité de surface (topographie de surface et contraintes résiduelles) devient donc indispensable.

Le travail présenté dans ce manuscrit s'intéresse **principalement** à la topographie de surface (rugosité) et étudie **accessoirement** les contraintes résiduelles.

Cette intégrité de surface dépend de l'interaction des différents paramètres de toilage. Ainsi, comprendre l'effet des paramètres de toilage sur l'intégrité de surface (topographie de surface) nécessite plusieurs expérimentations, ce qui peut être coûteux en matériel et en temps. En plus des études expérimentales présentées dans ce mémoire, la possibilité de développer un outil de simulation de la topographie de surface va être approfondie afin de répondre aux enjeux d'optimisation en amont de l'industrialisation (fabrication virtuelle).

- **Objectifs de la thèse**

L'objectif principal du travail présenté ci-dessous est de développer une méthodologie de simulation de la topographie générée par le procédé de toilage. Le travail s'est décomposé en une étude expérimentale de sensibilité à plusieurs paramètres sur l'intégrité de surface (critères : topographie de surfaces et contraintes résiduelles). Ensuite, le manuscrit va en particulier développer une nouvelle méthode de simulation de la rugosité générée par le procédé de toilage. Au final, la caractérisation de la tenue en fatigue servira de juge de paix pour les futures applications industrielles.

- **Organisation du manuscrit**

La Figure 8 présente les thèmes qui seront abordés dans les différents chapitres.

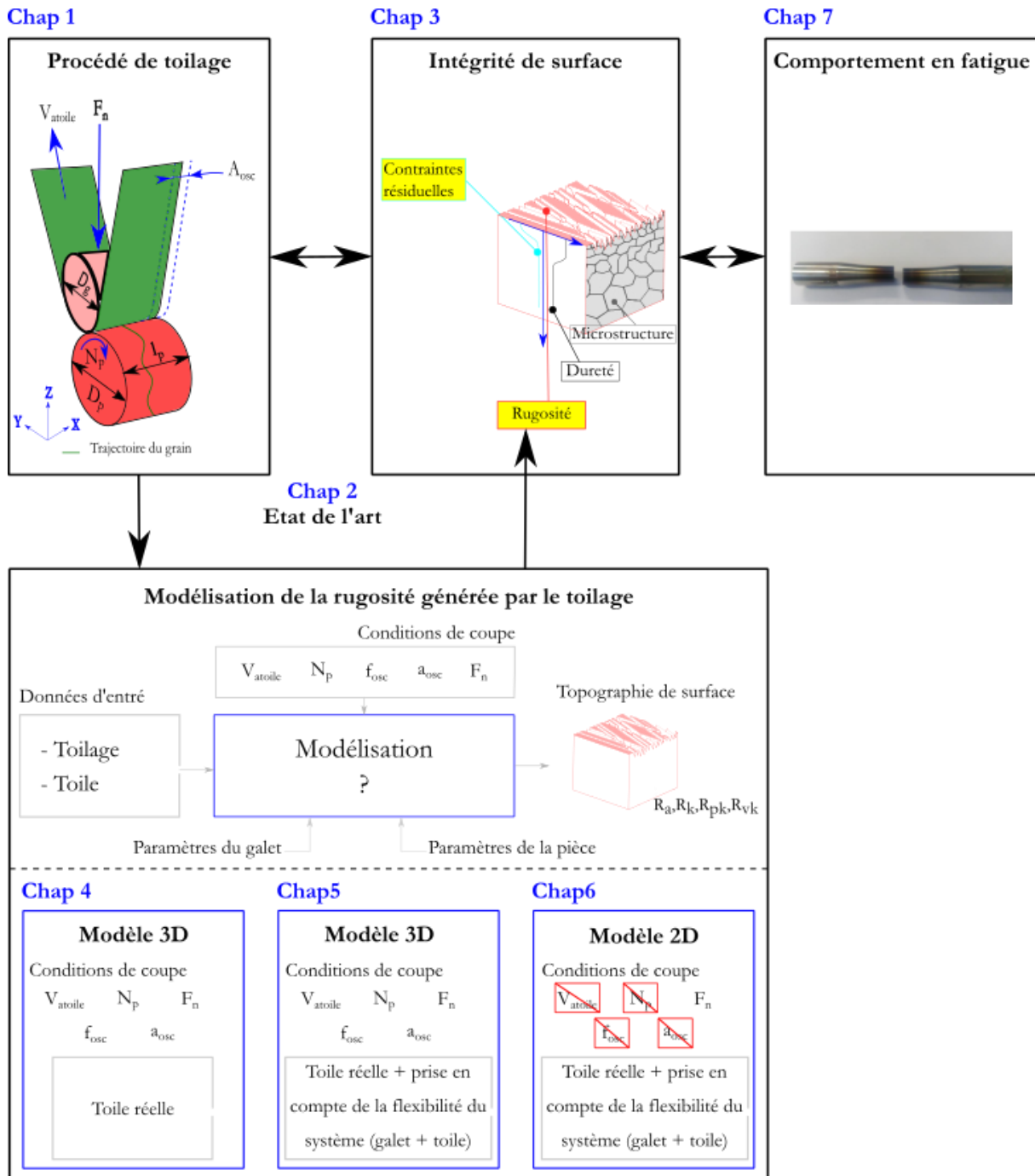


Figure 8. Stratégie adoptée lors de la thèse et organisation du manuscrit

Le manuscrit est structuré en sept chapitres :

1. Le premier chapitre fait le point sur l'état de l'art des procédés de finition et superfinition d'un point de vue technologique. Après une brève introduction de la notion d'intégrité de surface, les procédés sont classés en fonction de leurs effets sur la surface et en fonction des mécanismes physiques intervenant lors du procédé. Ensuite, l'accent sera mis sur les procédés abrasifs en les classant en fonction des modes de coupe. Ces mécanismes d'abrasion seront présentés par la suite. Enfin, la technologie de toilage est introduite puis détaillée.
2. Le deuxième chapitre s'intéresse à l'état de l'art sur le procédé de toilage et la modélisation des procédés abrasifs. Il présente d'abord l'ensemble des travaux expérimentaux traitant de l'effet du

toilage sur l'intégrité de surface. Sur le plan de la modélisation des procédés abrasifs, une classification est proposée en premier avant de se focaliser sur la modélisation de la rugosité générée par les procédés abrasifs.

3. Le troisième chapitre traite de l'analyse expérimentale du procédé de toilage. Après une présentation du banc expérimental et de la méthodologie de caractérisation de l'intégrité de surface (topographie de surface et contraintes résiduelles), l'effet du toilage est étudié et discuté.
4. Le quatrième chapitre présente le modèle de simulation de la topographie de surface générée par le procédé de toilage. Ce modèle consiste à simuler le rayage multi passe d'une toile sur une surface. La topographie de la toile est mesurée en 3D, alors que la trajectoire de rayage est déterminée par les paramètres cinématiques. L'interaction entre les grains d'abrasifs et la surface usinée fait l'hypothèse d'un usinage parfait (opération booléenne) à l'image d'une simulation de FAO en usinage. Ces résultats ouvrent sur des améliorations présentées au chapitre 5.

Le fonctionnement de base du modèle consiste à faire rayer une surface de toile sur une pièce en suivant la cinématique du procédé de toilage. Ce fonctionnement de base est présenté pour le cas d'un grain sur la Figure 9. On peut observer que le mouvement d'oscillation suivant l'axe  $X$  se traduit par un positionnement différent du grain. Ce positionnement est calculable à chaque tour. Ainsi, chaque tour est caractérisé par la position du grain suivant l'axe  $X$ , la vitesse de coupe va déterminer la direction et la trajectoire de rayage et l'indentation liée au tour. Cette indentation est considérée constante à chaque tour et est calculée en amont.

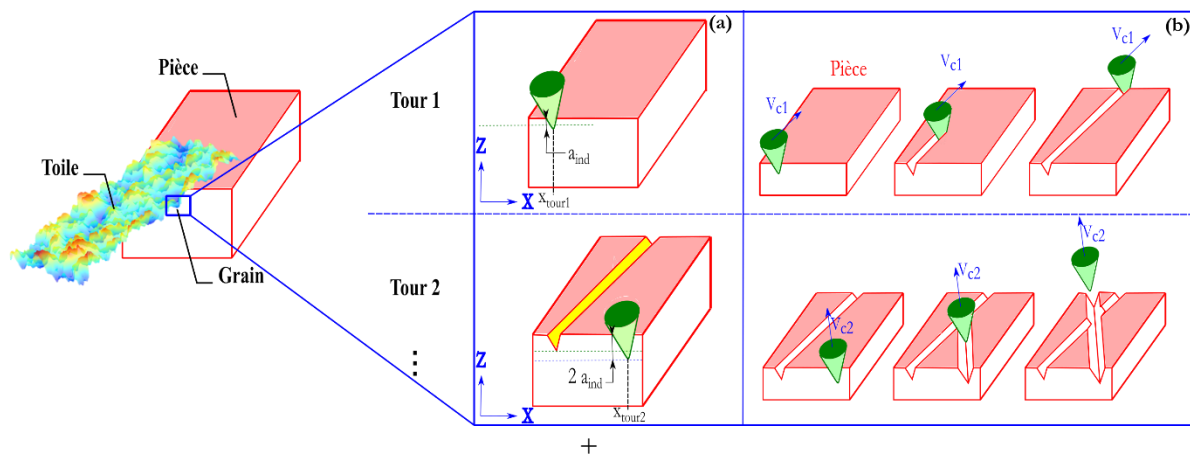


Figure 9. Rayage mono grain avec une orientation différente à chaque tour

Cette méthodologie de modélisation sera appliquée à une mesure de toile réelle pour la simulation du procédé de toilage.

5. Le chapitre cinq s'intéresse à la prise en compte de la flexibilité du système galet - toile lors de la modélisation de la rugosité en toilage. La Figure 10 schématise la différence entre un contact rigide et flexible pendant le toilage. Un traitement numérique des topographies de toiles abrasives est proposé pour aligner les grains à la même hauteur. Deux méthodologies d'alignement des grains sont explicitées et comparées. L'effet de ces deux méthodes d'alignement des grains est présenté. S'ensuit une étude de sensibilité du modèle vis-à-vis de la vitesse d'oscillation qui ouvre sur des simplifications présentées au chapitre 6.

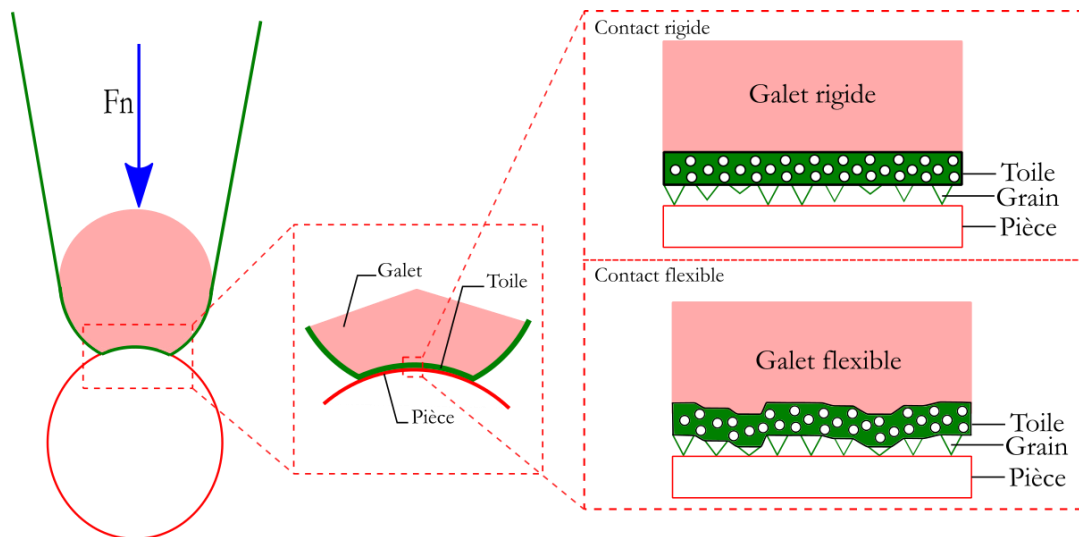


Figure 10. Schématisation d'un contact rigide et flexible à l'échelle mésoscopique

6. Le sixième chapitre aborde l'adaptation du modèle initialement présenté au chapitre 4. Il décrit dans un premier lieu le fonctionnement de ce nouveau modèle. Le principe de base du modèle 2D est expliqué en Figure 11, il consiste en des rayages unidirectionnels d'un profil de toile sur le profil de la pièce. Ensuite, la sensibilité du modèle vis-à-vis des dispersions de toile et des propriétés mécaniques de la pièce est abordée. Finalement, l'effet de la taille des grains, des paramètres du procédé, et des propriétés mécaniques du galet (pour représenter la dureté du galet élastique) sont traités.

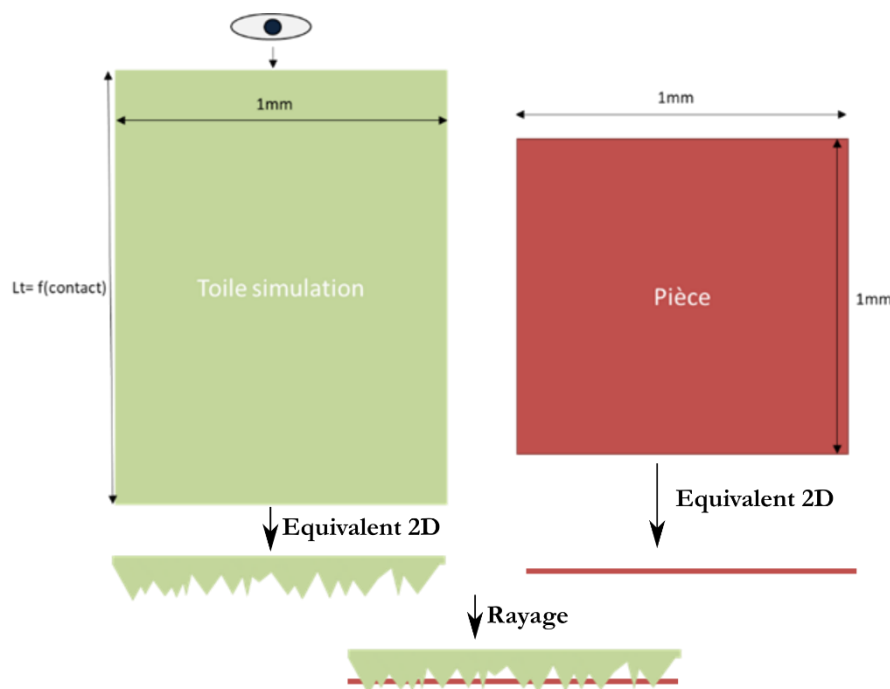


Figure 11. Principe de base du fonctionnement du modèle 2D

7. Le dernier chapitre traite de la caractérisation de la tenue en fatigue en flexion rotative des éprouvettes obtenues par tournage dur et par tournage dur + toilage. Il présente dans un premier lieu la méthodologie de préparation des éprouvettes ainsi que les paramètres d'usinage et finition. Ensuite la durée de vie en fatigue des éprouvettes est estimée.



# 1

## LE TOILAGE, PROCEDE DE SUPERFINITION

Ce chapitre présente le procédé de toilage. La première section 1.1 introduit l'intégrité de surface, et définit ses différentes composantes. Ensuite, la section 1.2 définit la topographie de surface et les paramètres de rugosité. La section 1.3 classe les procédés de finition et de super finition en fonction des mécanismes de coupe intervenant lors des procédés abrasifs. La section 1.4 s'intéresse aux procédés abrasifs et à classer ces procédés selon le mode de coupe intervenant lors de la finition/super finition. Finalement, la technologie de toilage est ensuite présentée en détail dans la section 1.5.

### Sommaire :

<b>1.1</b>	<b>L'INTEGRITE DE SURFACE</b> .....	<b>33</b>
<b>1.2</b>	<b>DEFINITION DE LA TOPOGRAPHIE DE SURFACE</b> .....	<b>34</b>
1.2.1	DECOMPOSITION DE LA TOPOGRAPHIE DE SURFACE.....	34
1.2.1	LES PARAMETRES DE TOPOGRAPHIE DE SURFACE.....	35
<b>1.3</b>	<b>CLASSIFICATION DES PROCEDES DE FINITION ET SUPERFINITION</b> .....	<b>37</b>
<b>1.4</b>	<b>CLASSIFICATION DES PROCEDES ABRASIFS</b> .....	<b>38</b>
1.4.1	MECANISMES DE BASE D'ABRASION.....	39
<b>1.5</b>	<b>LA TECHNOLOGIE DE TOILAGE</b> .....	<b>41</b>
1.5.1	CONFIGURATIONS DE TOILAGE .....	42
1.5.2	UN PROCEDE MULTI-ECHELLE.....	44
<b>1.6</b>	<b>CONCLUSIONS</b> .....	<b>46</b>

Afin de situer le procédé de toilage parmi l'ensemble des procédés de finition et super finition, il est nécessaire de le comparer en fonction de critères précis. Ce chapitre a pour but de comparer les procédés de finition et super finition en fonction des mécanismes physique impliqués lors du procédé, des mécanismes de coupes impliqués, ou aussi en fonction des paramètres d'intégrité de surface sur lesquels le procédé peut agir. Il convient dans un premier lieu de définir l'intégrité de surface.

## 1.1 L'INTEGRITE DE SURFACE

La notion de l'intégrité de surface a été initialement introduite par (B Griffiths, 2001; Rech, Hamdi and Valette, 2008; Jawahir *et al.*, 2011) comme étant les propriétés, telles que la dureté, l'état de surface, la résistance à la corrosion ou à la fatigue, pouvant être améliorées ou détériorées par un procédé.(Rech and Moisan, 2003) donnent une définition récente qui insiste sur la relation entre ces propriétés et les performances en service. Cette surface doit donc posséder les caractéristiques adaptées à l'usage à laquelle elle est destinée. Le terme intégrité de surface fait donc référence aux propriétés de la topographie de surface (rugosité, forme...) mais aussi aux propriétés en sous surfaces (contraintes résiduelles, microstructure...). Ainsi la surface serait une superposition de couches fines sur une centaine de micromètres. Les éléments représentatifs de l'intégrité de surface sont illustrés sur la Figure 12.

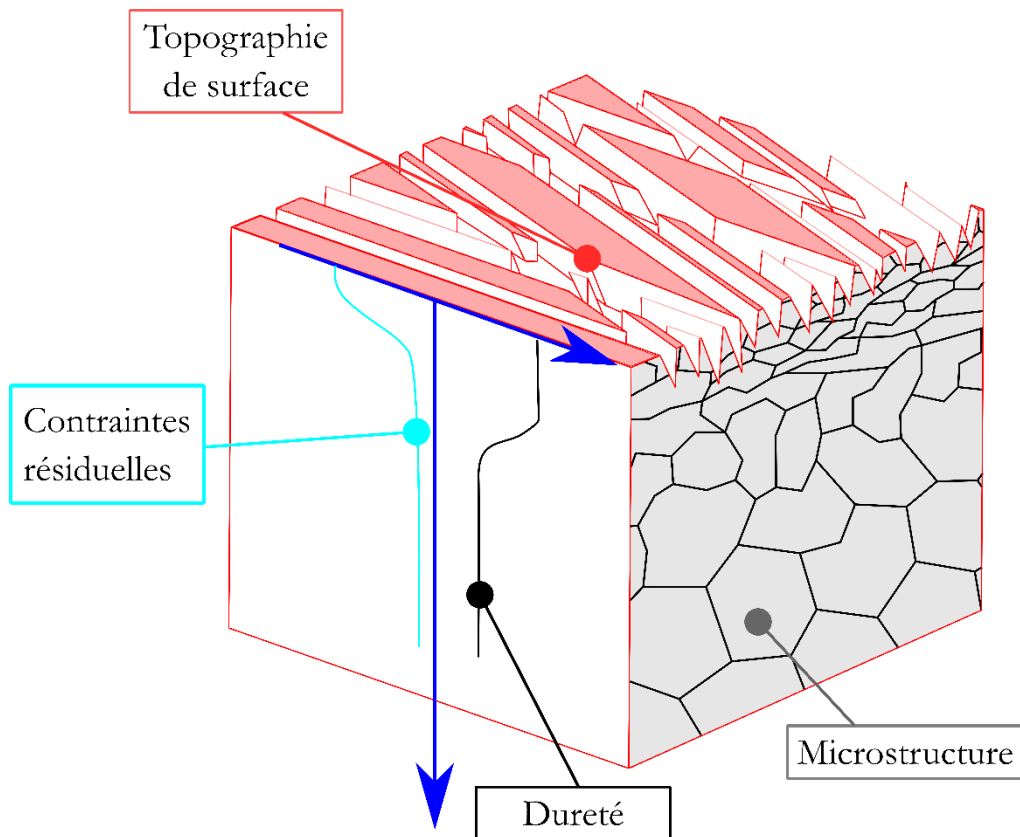


Figure 12. Schéma de l'intégrité de surface et de ses composantes (adapté de (Chomienne *et al.*, 2016))

Les composantes de l'intégrité de surface retenues (la topographie, la microstructure, la dureté et les contraintes résiduelles) sont détaillées ci-dessous :

- La topographie de surface générée par un procédé d'usinage ou de finition s'analyse pour plusieurs échelles. On peut distinguer les défauts de forme, les défauts d'ondulation et enfin les défauts micro-géométriques (souvent appelés « rugosité »).
- La microstructure désignant l'organisation du matériau à différentes échelles (phases, tailles de grains, orientations des grains). Celle-ci est influencée par le chargement thermomécanique et la

déformation plastique induisant des transformations de phase ou une réorganisation des grains (changement de taille et d'orientation).

- Les contraintes résiduelles sont l'ensemble des contraintes présentes dans la pièce au repos en l'absence de contraintes externes. A l'échelle macroscopique, les contraintes sont observées sur plusieurs grains. Elles correspondraient à la mécanique des milieux continus à cette échelle. S'ensuit les contraintes observées au niveau d'un grain ou d'une phase (contraintes d'ordre mésoscopique). Enfin les contraintes d'ordre micro existent à l'échelle interatomique. L'analyse des contraintes résiduelles donne l'état de contraintes résultant des trois ordres de mesure.
- La dureté est la résistance qu'oppose un matériau à la pénétration d'un corps plus dur. Elle est définie par des moyens d'essais normalisés (Brinell, Vickers, Rockwell ...) en mesurant les caractéristiques de l'empreinte (profondeur, diamètre ...) en fonction de l'essai.

## 1.2 DEFINITION DE LA TOPOGRAPHIE DE SURFACE

Le travail de thèse présenté s'intéresse essentiellement à la topographie de surface, il traite accessoirement des contraintes résiduelles mais n'abordera ni la dureté ni la microstructure. Pour cela, une première définition de la topographie de surface et de ses composantes est nécessaire.

### 1.2.1 Décomposition de la topographie de surface

La topographie de surface est définie par l'ensemble des irrégularités que présente une surface produite par un procédé industriel par rapport à une surface parfaite (Raphet, 2008). La topographie de surface peut être mesurée grâce à différents moyens de mesures (palpeur mécanique, microscope confocal, interféromètre...). Ces derniers permettent d'acquérir une surface ou un profil de surface.

Le profil de surface est défini comme étant l'intersection entre la surface mesurée et un plan spécifié. Il est normal à cette surface, et aussi généralement perpendiculaire à la direction des stries induit par le procédé de fabrication comme présenté en Figure 13.

Ce profil de surface se décompose en plusieurs composantes selon l'échelle d'observation (Raphet, 2008) :

- Ecart de forme : défaut de circularité, de cylindricité, de planéité ... Ces écarts sont souvent générés par la qualité du guidage, l'usure des organes machines, la déformation de la pièce pendant la fabrication ou après fabrication (libération des contraintes internes selon le matériau).
- Ondulation : l'ensemble des irrégularités géométriques telles la distance entre deux sommets dont le pas est compris entre 500  $\mu\text{m}$  et 2500  $\mu\text{m}$  (Raphet, 2008).. Ces irrégularités sont causées par des vibrations basses fréquences lors de la fabrication de la surface.
- Rugosité : l'ensemble des irrégularités géométriques telles la distance entre deux sommets dont le pas est compris entre 20  $\mu\text{m}$  et 500  $\mu\text{m}$  (Raphet, 2008).. Elle est le reflet du matériau, la nature du procédé appliqué et ces paramètres.
- Microrugosité : est constituée des irrégularités dont le pas est inférieur à 20  $\mu\text{m}$ . Elles témoignent de la micro-texture générée par les procédés de finition/superfinition. Ce paramètre a un lien étroit avec la perception visuelle de la surface, i.e. la brillance.

L'ensemble des composantes du profil de surface présentées ci-dessus sont illustrées en (Figure 13).

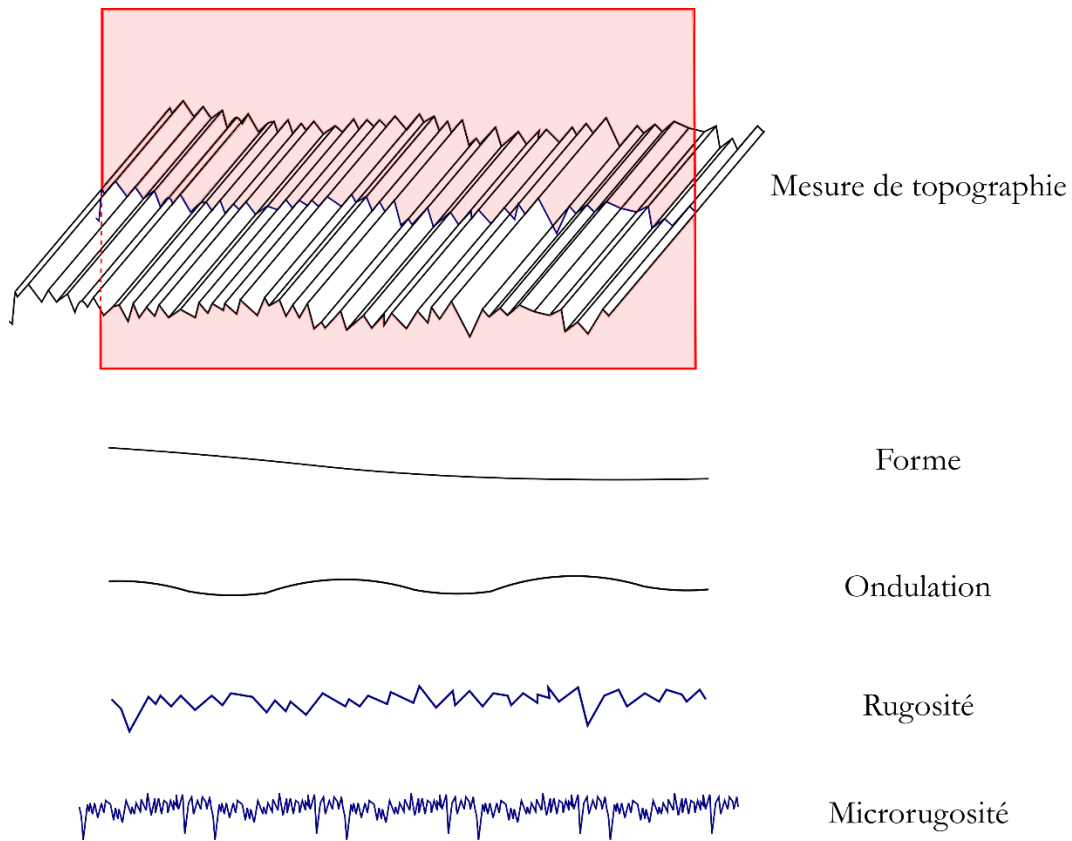


Figure 13. Les différentes échelles de topographie de surface adapté de (Raphet, 2008)

### 1.2.1 Les paramètres de topographie de surface

Selon les normes considérées, (NF EN ISO 4287, NF EN ISO 11562 et NF EN ISO 13565-2), il existe une centaine de paramètres permettant de décrire la topographie d'une surface. Dans ce manuscrit, l'intérêt se portera uniquement sur les profils de rugosités et les paramètres  $R_a$ ,  $R_{sm}$ ,  $R_k$ ,  $R_{pk}$  et  $R_{vk}$  selon les normes NF EN ISO 4287 et NF EN ISO 13565-2. Cette sous-section a pour but de présenter ces paramètres de rugosité.

Le paramètre de rugosité  $R_a$  est calculé sur des segments de profils (appelé longueur de base) pour atténuer les problèmes de stabilité des profilomètres (bruit de mesure par exemple). La valeur de ce paramètre de rugosité ( $R_a$ ) est moyennée sur plusieurs segments.

La longueur de base est définie à partir du cut-off  $\lambda_c$  du filtre utilisé pour séparer la rugosité de l'ondulation. La valeur des paramètres de rugosité finale est la moyenne des valeurs calculés sur 5 longueurs de base. Cette longueur (5 fois la longueur de base) est appelée longueur d'évaluation.

La suite de la partie décrit les paramètres  $R_a$ ,  $R_{sm}$ ,  $R_k$ ,  $R_{pk}$  et  $R_{vk}$  :

- La rugosité moyenne arithmétique  $R_a$  est la moyenne des valeurs absolues du profil sur la longueur de base (Figure 14). Ce paramètre est utilisé pour évaluer l'amplitude moyenne d'un profil. Il ne donne cependant aucune information sur la forme du profil ni sur la répartition des irrégularités.

$$R_a = \frac{1}{l} \int_0^l |Z(x)| dx \quad (Eq 1-1)$$

Avec  $l$  la longueur de base et  $Z(x)$  la valeur des ordonnées à l'intérieur de la longueur de base.

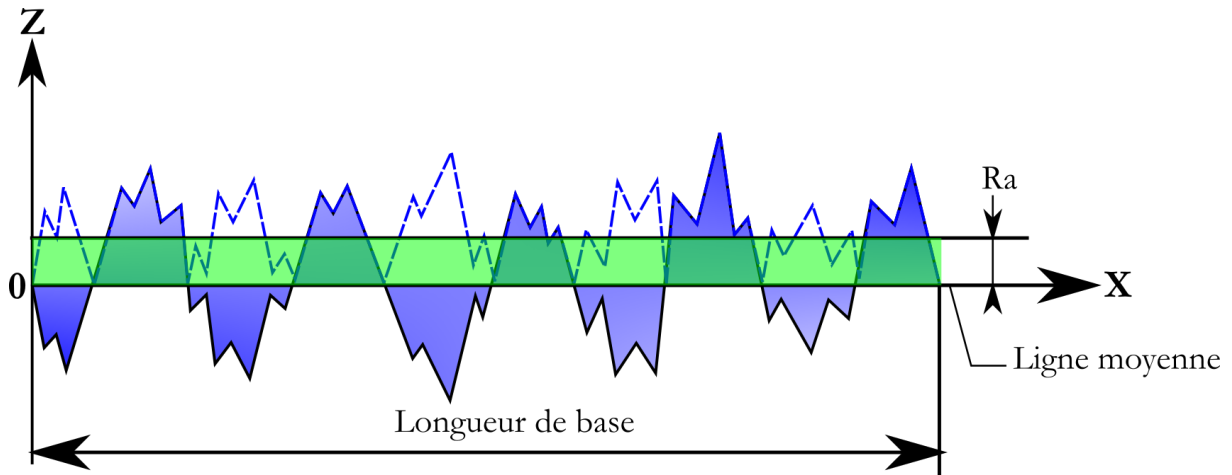


Figure 14. Schématisation du paramètre Ra adapté de (Raphet, 2008)

- La largeur moyenne des éléments du profil  $R_{sm}$  est la moyenne des largeurs des éléments de la courbe de base (Figure 15).

$$R_{sm} = \frac{1}{m} \sum_{i=1}^m X_{s_i} \quad (Eq\ 1-2)$$

Avec  $X_{s_i}$  la valeur moyenne des largeurs des éléments du profil à l'intérieur de la longueur de base.

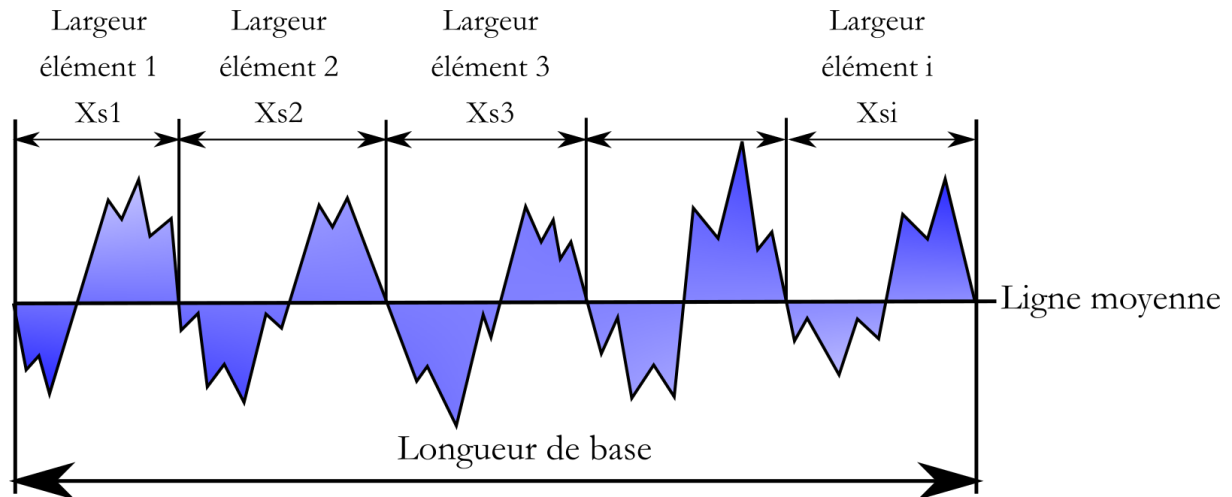


Figure 15. Schématisation du paramètre  $R_{sm}$  adapté de (Raphet, 2008)

- $R_k$ ,  $R_{pk}$  et  $R_{vk}$ , aussi dit paramètres fonctionnels, sont des paramètres tirés de la courbe d'Abbott-Firestone (Figure 16), dites aussi courbe BAC (Bearing Area Curve) ou courbe de portance. Ainsi, le paramètre  $R_k$  correspond à la profondeur de rugosité du cœur.  $R_{pk}$ , (profondeur réduite des pics) est utilisé pour le suivi des pics saillant de la surface, tandis que  $R_{vk}$ , (profondeur réduite des vallées) est utilisé pour caractériser les vallées.

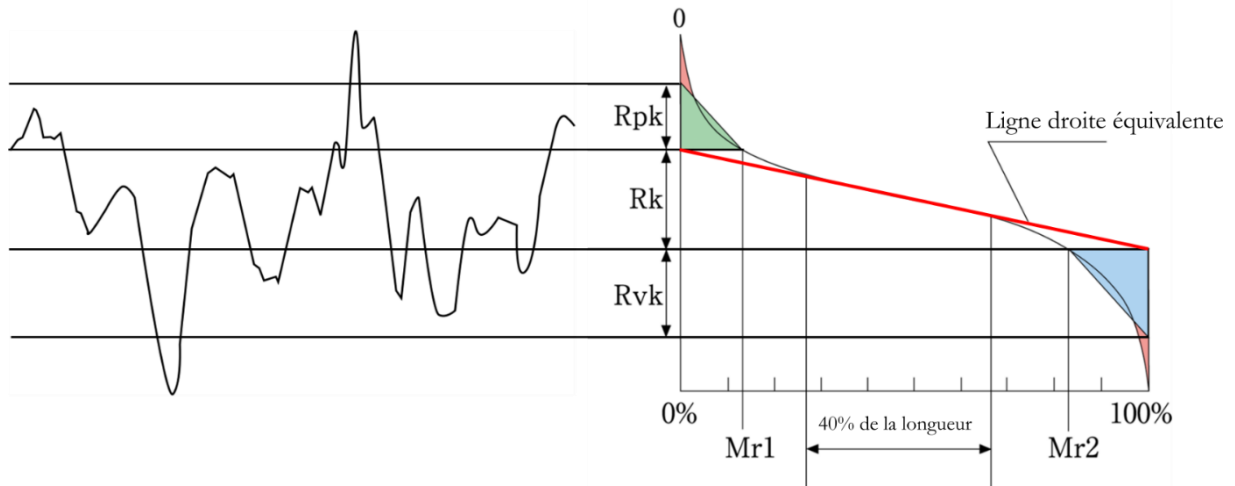


Figure 16. Schématisation des paramètres fonctionnels  $R_k$ ,  $R_{pk}$  et  $R_{vk}$  adapté de (Raphet, 2008)

### 1.3 CLASSIFICATION DES PROCÉDES DE FINITION ET SUPERFINITION

Il existe une large variété de procédés de finition et super finition pour atteindre les spécifications géométriques et mécaniques désirées. Ces procédés peuvent aussi être classés en fonction des mécanismes physiques et chimiques impliqués comme présenté sur la Figure 17 :

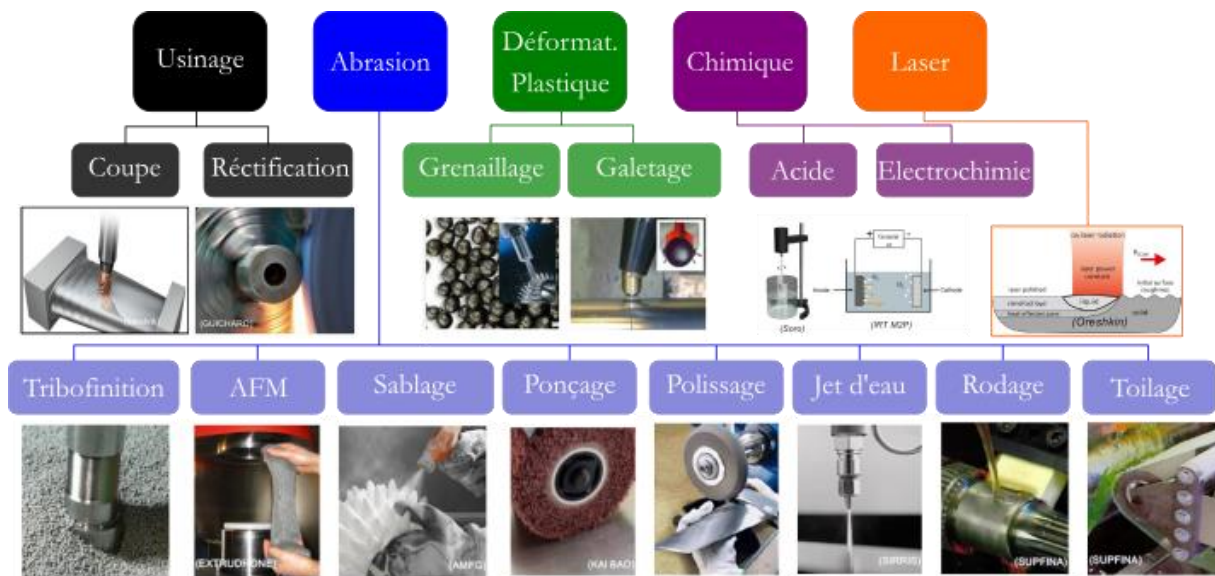


Figure 17. Classification des procédés de super finition des pièces (Rech, 2020)

- Procédés standards d'usinage : tel que les procédés utilisant des outils de coupe ou des meules de rectification. Ces procédés sont applicables à des surfaces de formes quelconques, accessibles et rigides. Ils sont pilotés en position et déplacement. Bien qu'ils permettent d'atteindre des tolérances dimensionnelles précises, et des rugosités faibles (de l'ordre de  $0.2 \mu\text{m}$  pour le tournage dur (Rech and Moisan, 2003)), ces procédés très agressifs induisent d'importants changements d'intégrité de surface. Ainsi la dégradation des contraintes résiduelles en surface va altérer la durée de vie en fatigue des composants (Rech and Moisan, 2003; Smith *et al.*, 2007; Bartarya and Choudhury, 2012; Kumar and Patel, 2018).

- Procédés par déformation plastique : tel que le grenailage ou le galetage. Ce sont des procédés pilotés en efforts. Par l'application d'efforts / pressions élevés, ces procédés vont déformer plastiquement les pics de rugosité. Ces procédés ne sont applicables qu'aux surfaces accessibles et aux pièces rigides. Ces procédés permettent d'atteindre des rugosités faibles (de l'ordre de 0.1  $\mu\text{m}$  pour le galetage (Bartarya and Choudhury, 2012)) tout en introduisant des contraintes résiduelles de compression sur des profondeurs de l'ordre de 300  $\mu\text{m}$  (Smith *et al.*, 2007; Kumar and Patel, 2018).
- Procédés chimiques : tel que le polissage chimique ou électrochimique. Ces procédés consistent à enlever la matière par dissolution acide ou par dissolution acide activé par un courant électrique (dissolution anodique). Ces procédés peuvent être appliqués sur les formes simples et complexes. Ils permettent de réduire significativement la rugosité et la microrugosité (d'où l'allure brillante des pièces) mais modifient aussi considérablement la forme, notamment au niveau des arêtes vives.
- Procédés physiques : tel que le polissage laser, le polissage plasma ou l'électroérosion. A titre d'exemple, le laser va faire fondre la surface de la pièce pour la lisser. Ce type de procédé est applicable uniquement aux surfaces dégagées. Les rugosités obtenues restent élevées mais ces procédés permettent de garder de bonnes tolérances géométriques.
- Procédés abrasifs : tel que le toilage, le rodage... Ces procédés sont pilotés en efforts. Ils permettent d'atteindre des rugosités très faibles (Généralement  $Ra \approx 0.1\mu\text{m}-0.05\mu\text{m}$  (Hashimoto *et al.*, 2016)). Ils peuvent être reclassés en fonction des mécanismes de coupe et de la configuration des abrasifs (voir section 1.4).

Il est nécessaire dans le cadre de la finition des pièces automobiles d'utiliser une combinaison de ces procédés afin de garantir l'ensemble des critères géométriques et d'intégrité de surface.

Dans le cadre du projet FATECO, il a été décidé de comparer la rectification (**procédé d'usinage piloté en position**), la rectification cryogénique (**procédé d'usinage piloté en position**) et la combinaison des procédés de tournage dur (**procédé d'usinage piloté en position**) + toilage (**procédé abrasif piloté en pression**). Ce mémoire ne traitera que des procédés de tournage dur et toilage, car les procédés de rectification sont investigués par d'autres partenaires du projet.

Avant de passer à la description du toilage la partie suivante va présenter un état de l'art technologique des procédés de finition – super finition utilisant des outils abrasifs.

## 1.4 CLASSIFICATION DES PROCEDES ABRASIFS

La finition par abrasion est une technique qui consiste à faire déplacer des grains libres (sable, abrasifs...) ou liés (meules, toiles abrasives ...) sur une surface d'un matériau moins dur. Ces procédés permettent d'atteindre des tolérances fines, et donc des surfaces fortement améliorées.

Les procédés abrasifs de finition sont variés. Ils se différencient par plusieurs caractéristiques : la mise en mouvement, l'orientation des grains, la rigidité et l'ordre de grandeur des vitesses. Il est possible dans un premier lieu de dégager deux familles de procédés abrasifs :

- Les procédés utilisant des abrasifs non liés (libres) tel que la tribofinition ou le polissage (le terme anglais 'lapping' est plus précis)
- Les procédés utilisant des abrasifs liés (agglomérés) comme le rodage/pierrage, la rectification par toile et le toilage.

(Hashimoto *et al.*, 2016) ont classé les procédés abrasifs selon le type d'outil utilisé et les mécanismes d'abrasions agissant. On peut donc distinguer les procédés à outil rigide (exemple du rodage/pierrage) ou à outil flexible (cas du toilage).

Les procédés à abrasifs liés rayent la surface. On parle d'abrasion dite à deux corps. Le toilage rentre dans cette catégorie. Dans le cas où les abrasifs sont libres de mouvement entre deux corps rigides, on parle d'abrasion à 3 corps comme illustré sur Figure 18.

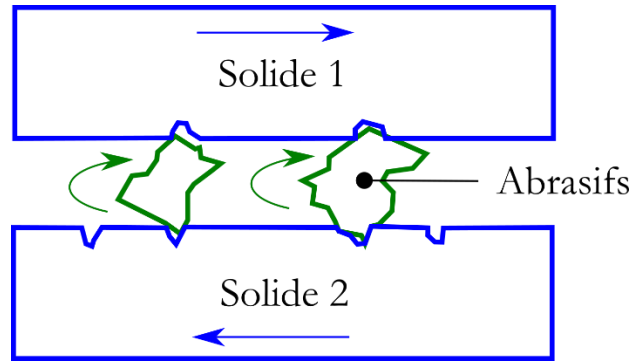


Figure 18. Schéma de l'abrasion à 3 corps

Les mécanismes de base de l'abrasion sont le point commun à l'ensemble des procédés abrasifs. La prochaine partie portera sur ces mécanismes d'abrasion. Le toilage étant le sujet de la thèse, la partie suivante se focalisera sur l'abrasion à 2 corps uniquement.

#### 1.4.1 Mécanismes de base d'abrasion

L'abrasion peut être vue à l'échelle microscopique (mono grain) comme le rayage d'une surface par un grain subissant une charge. Il est possible de dégager les modes élémentaires d'abrasion en fonction des propriétés du matériau (Abebe and Appl, 1988). La Figure 19 présente les quatre modes élémentaires d'abrasion présentés ci-dessous :

- Lors d'une pénétration faible avec une arête émoussée, le grain déforme plastiquement la matière sans enlèvement de matière. On parle dans ce cas de labourage (Figure 19(a)) comme mode d'abrasion. Ce mode se caractérise par l'apparition d'un bourrelet aussi appelé sillon plastique sans usure ni enlèvement de matière.
- Quand l'arête présente des angles vifs (angle d'attaque élevé) bien orientés par rapport au sens de glissement on observe de la micro-coupe, ce qui consiste à un refoulement de surface suivi d'un enlèvement de matière (qui dépend des propriétés des matériaux). Il s'agit du mode de micro-coupe (Figure 19(b)).
- Dans le cas où l'abrasion a lieu sur une surface en matériau fragile, on peut observer des éclats, des arrachements et des fissures, on peut parler de traces de micro-écaillage ou fragmentation. Le mode d'abrasion est donc de la microfissure (Figure 19(c)). Ce mécanisme est rare pour les aciers (contexte de notre étude).
- En présence d'une abrasion cyclique, on peut observer un phénomène de décohésion de la matière due au passage répétitif du grain dans la zone de rayage. Ce phénomène s'apparente à de la fatigue. On peut parler d'un mode d'abrasion en micro-fatigue (Figure 19(d)).



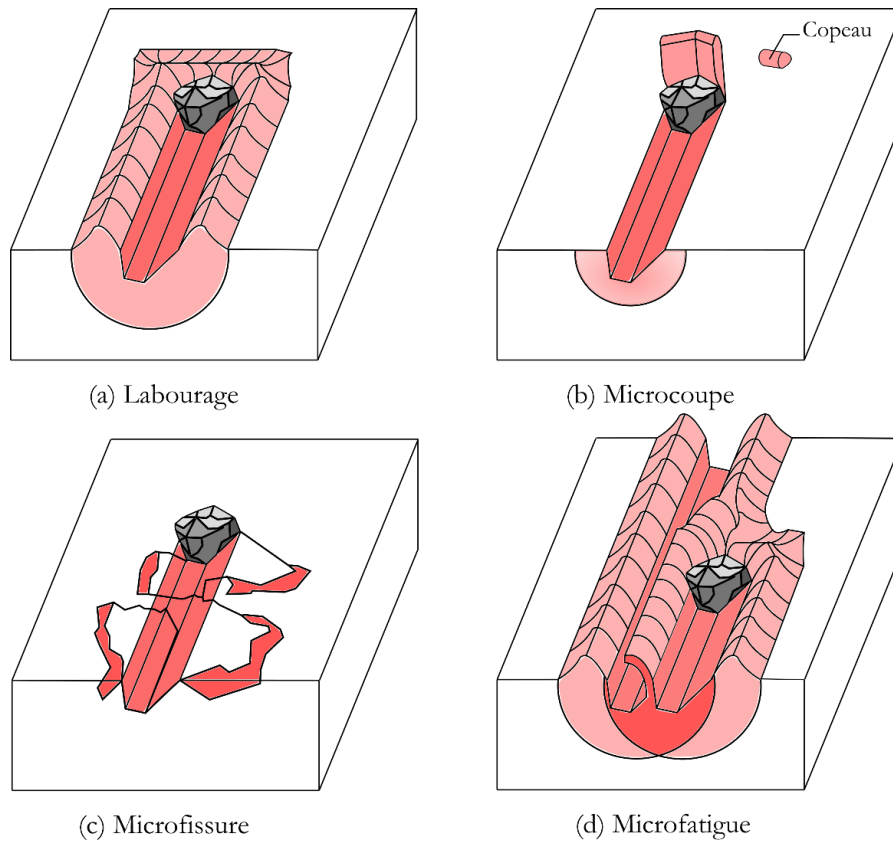


Figure 19. Mécanismes d'abrasion élémentaire adapté de (Klocke, Dambon and Behrens, 2011)

En fonction des paramètres du matériau, des conditions cinématiques et tribologiques, un ou plusieurs modes d'abrasion peuvent être observés avec des degrés d'impact différents. A noter, ces modes d'abrasions n'agissent pas indépendamment lors d'un procédé de finition ou de super finition. Ils sont présents simultanément et interagissent entre eux.

Des essais de rayage avec différents angles d'attaques ont été réalisés par (Khellouki, Rech and Zahouani, 2013) pour déterminer les mécanismes présents en fonction de l'angle d'attaque.

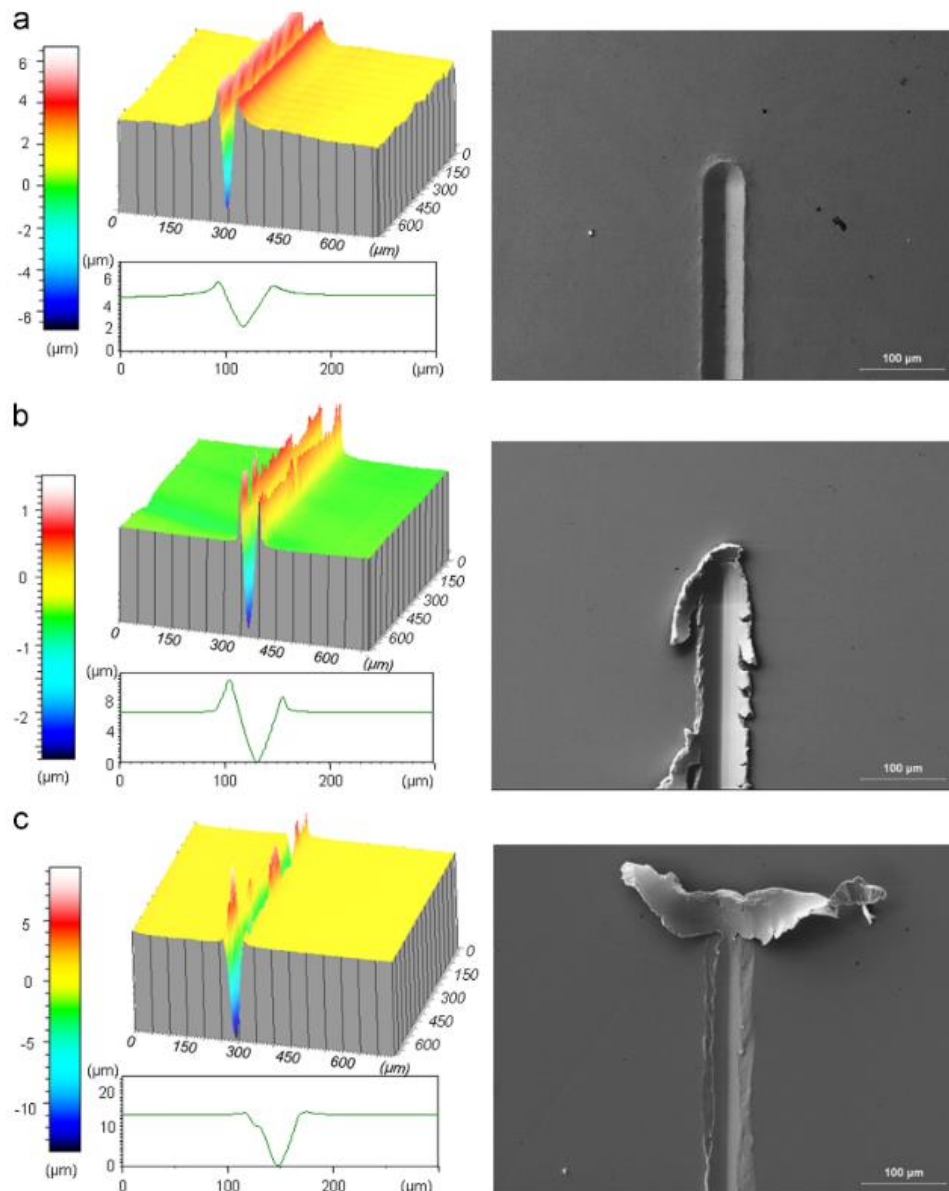


Figure 20. Topographies 3D et images MEB de différentes rayures pour différents angles d'attaques (a)  $a = 10^\circ$ , (b)  $a = 30^\circ$  et (c)  $a = 45^\circ$  selon (Khellouki, Rech and Zahouani, 2013)

Les observations de (Khellouki, Rech and Zahouani, 2013) illustrés en Figure 20 permettent de conclure que des angles d'attaque faibles favorisent le labourage (Figure 20(a) et Figure 20(b)). Tandis qu'une augmentation de l'angle d'attaque favorise les mécanismes de micro-coupe comme illustré en Figure 20(c).

Ainsi, il est possible d'observer plus volontiers du labourage quand les grains sont usés ou arrondis (petit angle d'attaque dans le contact). A contrario, quand les grains sont neufs (grand angle d'attaque), le mécanisme dominant est plus souvent la micro-coupe.

## 1.5 LA TECHNOLOGIE DE TOILAGE

Le toilage est un procédé de super finition qui consiste à appliquer un outil (toile abrasive) sur une pièce en rotation grâce à un support élastique (galet en polymère) poussé par un vérin (Figure 21). Le mouvement d'avance de la toile  $V_{toile}$  (à travers la surface de la pièce) contribue à la régénération des grains dans la zone de contact. De plus la toile a un mouvement d'oscillation axial selon la direction  $\mathbf{X}$  de faible amplitude  $A_{osc}$ .

**N.B :** l'axe **X** illustré en Figure 21(b) est désigné normalement axe **Z** d'après les conventions de machine-outil. Ce choix d'orientation de base intervient pour rester cohérent par rapport aux systèmes d'axes d'observation des topographies, où l'altitude correspond à **Z**.

La Figure 21(a) illustre la toileuse au sein d'une machine-outil et la Figure 21(b) schématise le principe du procédé de toilage.

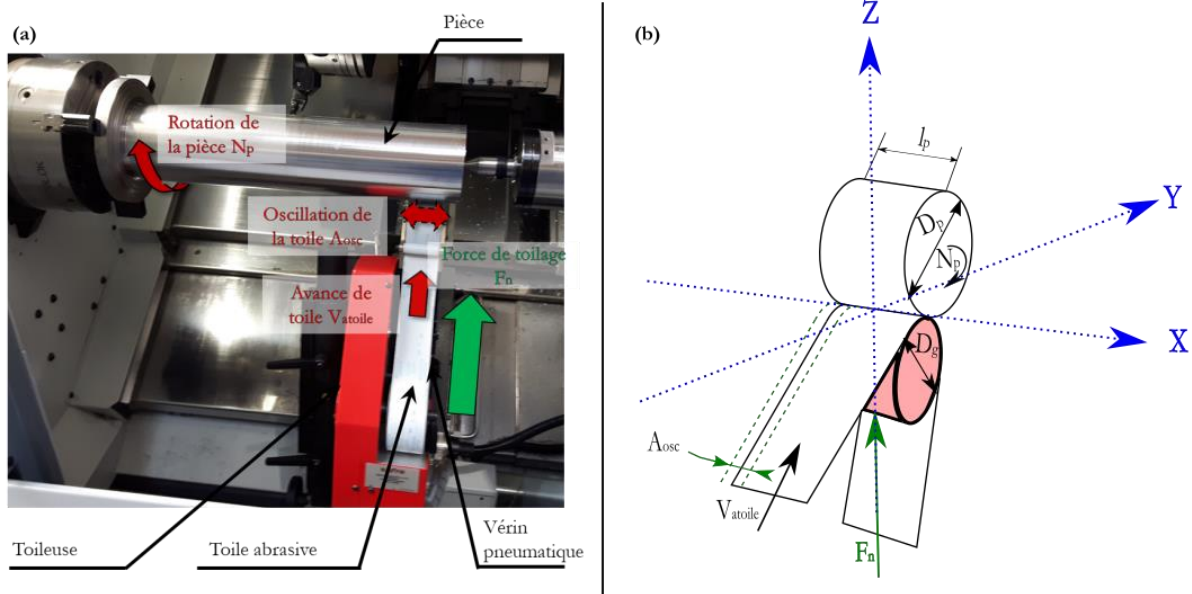


Figure 21. (a) Caractéristiques et paramètres principaux du procédé de toilage adapté de (Cabanettes et al., 2020), (b) Schéma de principe du procédé de toilage

### 1.5.1 Configurations de toilage

On peut distinguer deux catégories de toilage de finition en fonction de la géométrie du support pressant la toile (Figure 22) :

- Le toilage par mâchoire : dans cette configuration, une mâchoire de forme bien définie vient presser la toile abrasive sur la pièce cylindrique. Le contact dans ce cas de figure recouvre la totalité de la circonférence de la pièce (exemple d'application : toilage des vilebrequins).
- Le toilage par galet : un galet élastique de dureté bien définie vient presser la toile sur la pièce. Une zone de contact toile/pièce est définie en fonction des paramètres matériaux de la pièce et le galet et la force appliquée. Cette configuration a été retenue pour les travaux présentés dans cette thèse.

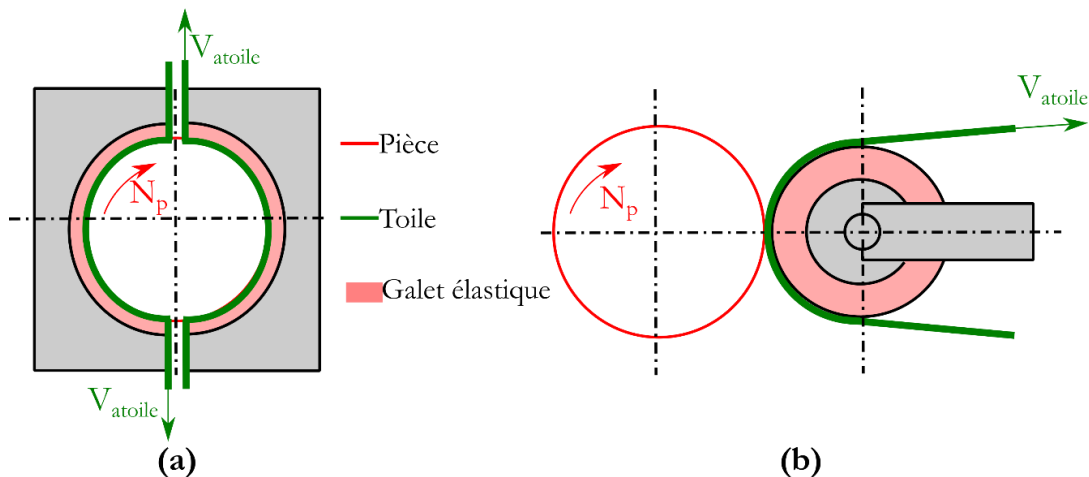


Figure 22. Configurations de toilage: (a) avec mâchoire, (b) avec galet

Le toilage est influencé par plusieurs familles de paramètres classés en quatre groupes distincts (Figure 23) :

- Paramètres 'galet' : il s'agit de l'ensemble des paramètres géométriques et mécaniques relatifs au galet. On distingue le diamètre du galet  $D_g$ , la longueur du galet  $l_g$  ainsi que le module de Young  $E_g$  et le coefficient de Poisson du galet  $\nu_g$ .
- Paramètres 'pièce' : ceux sont les paramètres relatifs aux propriétés de la pièce. On y retrouve le diamètre de la pièce  $D_p$ , la longueur de pièce  $l_p$ , le module de Young  $E_p$  et le coefficient de Poisson  $\nu_p$  de la pièce.
- Paramètre 'toile' : ceux sont les caractéristiques représentatives de la toile. Le type de toile (support des grains), la nature des grains d'abrasif ( $Al_2O_3$ , SiC, c-BN, diamant) la forme et la taille des grains abrasifs, leurs densités et l'orientation des grains sont des indicateurs à prendre en compte.
- Paramètres 'machine' : paramètres regroupant la force de toilage  $F_n$ , et les paramètres représentant la cinématique du procédé : la vitesse de rotation de la pièce  $N_p$ , la vitesse d'avance de la toile  $V_{atoile}$ , l'amplitude  $A_{osc}$  et la fréquence d'oscillation  $f_{osc}$  de la toileuse. A noter que la globalité de la toileuse peut avoir un mouvement de translation parallèle à l'axe **X** pour polir des cylindres de grandes longueurs (longueur supérieure à la largeur de la bande). La vitesse de déplacement de la toileuse est notée  $V_{atoileuse}$ . Dans toute notre étude ce déplacement ne sera pas pris en compte.

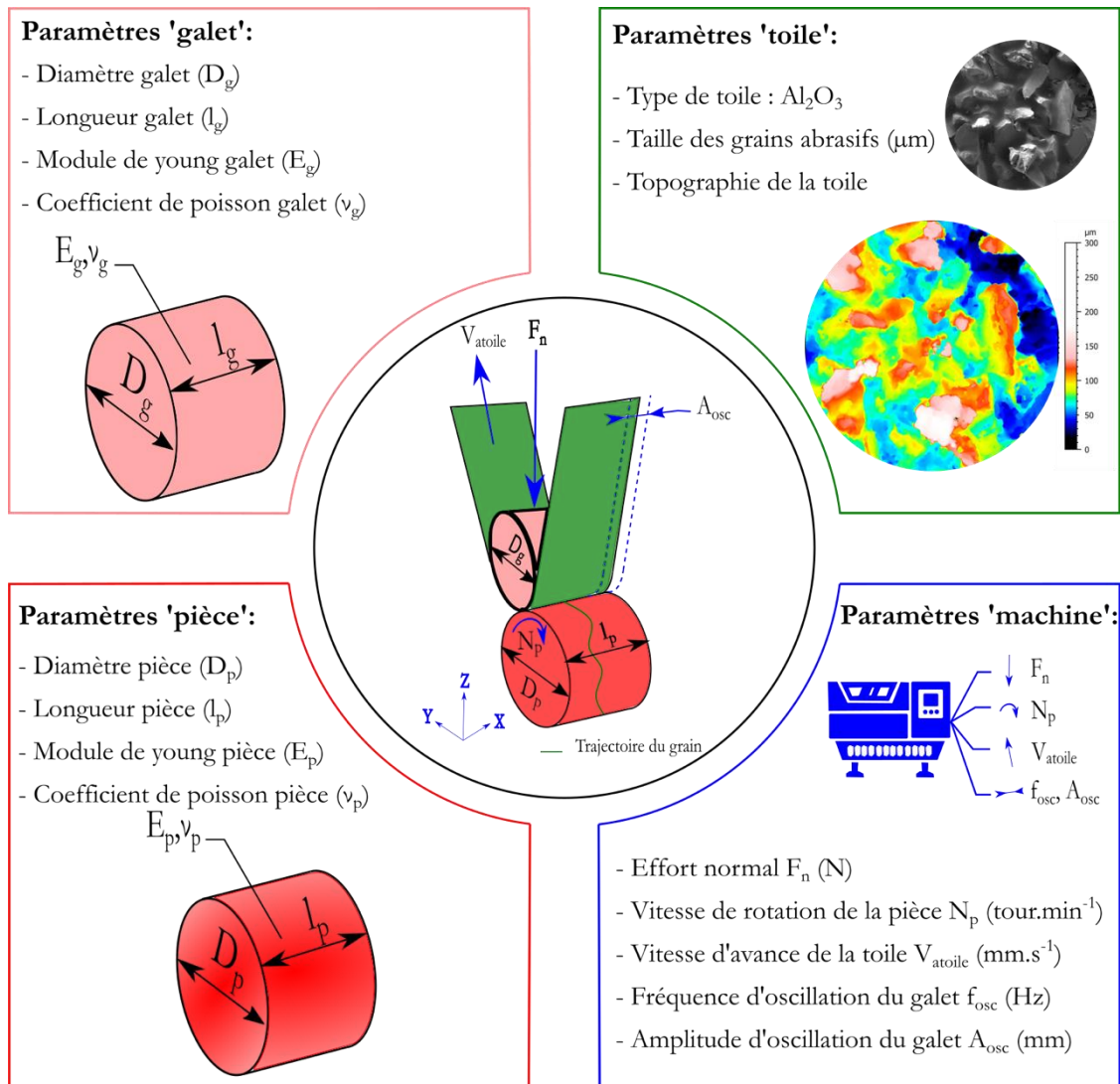


Figure 23. Classification des paramètres du procédé de toilage

### 1.5.2 Un procédé multi-échelle

Le procédé de toilage est un procédé de superfinition qui permet d'atteindre des rugosités basses. L'optimisation de la topographie de surface (rugosité) passe par l'optimisation des différents paramètres du procédé (listé en Figure 23) en tenant compte de leurs interactions. Cette optimisation nécessite plusieurs expériences (Khellouki, 2007; Sura, 2007) afin de comprendre l'interaction des paramètres à différentes échelles. La difficulté d'isoler l'effet de chaque paramètre sur la rugosité et le manque de compréhensions des phénomènes physiques intervenant lors du procédé (Khellouki, 2007; Sura, 2007; Hashimoto *et al.*, 2016) fait du toilage un procédé empirique qui nécessite de nombreuses expériences pour arriver à le maîtriser. L'observation du toilage à différentes échelles permet d'améliorer notre compréhension des phénomènes intervenant lors du procédé.

La Figure 24 schématise le procédé à différentes échelles (échelle macroscopique, échelle mésoscopique et échelle microscopique).

(a) Echelle macroscopique

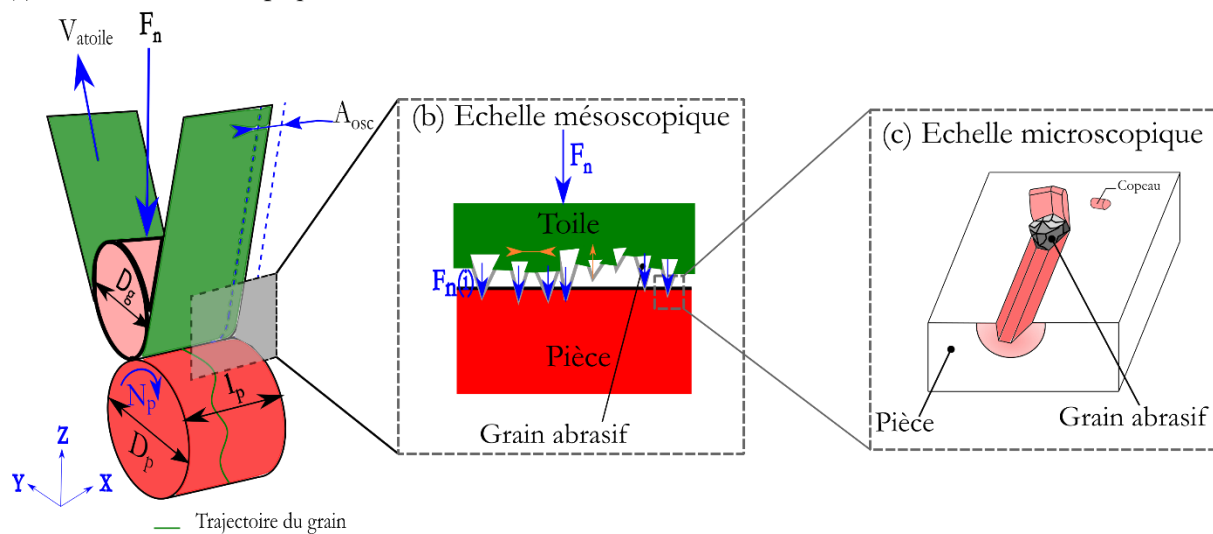


Figure 24. Schématisation du procédé de toilage à différentes échelles

A l'échelle macroscopique, on peut considérer le toilage comme une toile plate et fine mise au contact de la pièce grâce à la force de toilage. La déformation du galet élastique va permettre d'observer la zone de contact plate entre la toile et la pièce (en fait entre le galet et la pièce). La toile mise en contact avec la pièce va suivre un mouvement qui dépend des vitesses cinématiques de toilage comme illustré en Figure 24(a).

La Figure 24(b) représente le toilage à l'échelle mésoscopique. On représente alors une partie de la zone de contact (comprenant une population de grains). Cette zone suit le mouvement macroscopique. A cette échelle les grains appliquent un effort d'indentation (et de fait une action d'abrasion) en fonction de leurs hauteurs initiales et de l'élasticité du galet. Les grains se déplacent verticalement les uns par rapport aux autres. La somme des efforts locaux  $F_n(i)$  constitue l'effort macro  $F_n$  sur la globalité des grains en contact.

Finalement l'échelle microscopique consiste à analyser l'effet d'un abrasif sur la surface. Le mouvement de cet abrasif est dicté par les paramètres cinématiques du procédé (mouvement macroscopique), et son indentation est dictée à l'échelle mésoscopique. Ceci va permettre d'isoler l'interaction d'un grain avec la surface de la pièce.

Dans le cas du toilage, le procédé se caractérise par des grains orientés perpendiculairement à la surface de la toile. Cette caractéristique provient du mode d'élaboration des toiles qui « plante » les grains selon une direction imposée par un champ électrostatique. Ceci permet d'obtenir des angles d'attaque plus grands pour les grains ; De facto le procédé de toilage est très efficace pour générer des copeaux comme observé par

(Khellouki, Rech and Zahouani, 2013). Ainsi, parmi les mécanismes d'abrasion illustrés en section 1.4, la micro-coupe (illustré en Figure 24(c)) est le mécanisme dominant lors du toilage.

De plus, l'observation de la rugosité de la toile et d'une pièce tournée dur permet de confirmer la différence d'ordre de grandeur de rugosité. La Figure 25 présente en rouge un profil tiré de la pièce (après tournage dur) et en vert un profil tiré de la toile mesurée. Ces profils sont superposés, il est observable que la toile est nettement plus rugueuse que la pièce. Ainsi, la pièce peut être considérée comme plate à l'échelle mésoscopique vu la différence d'échelle entre la rugosité de la toile et celle de la pièce.

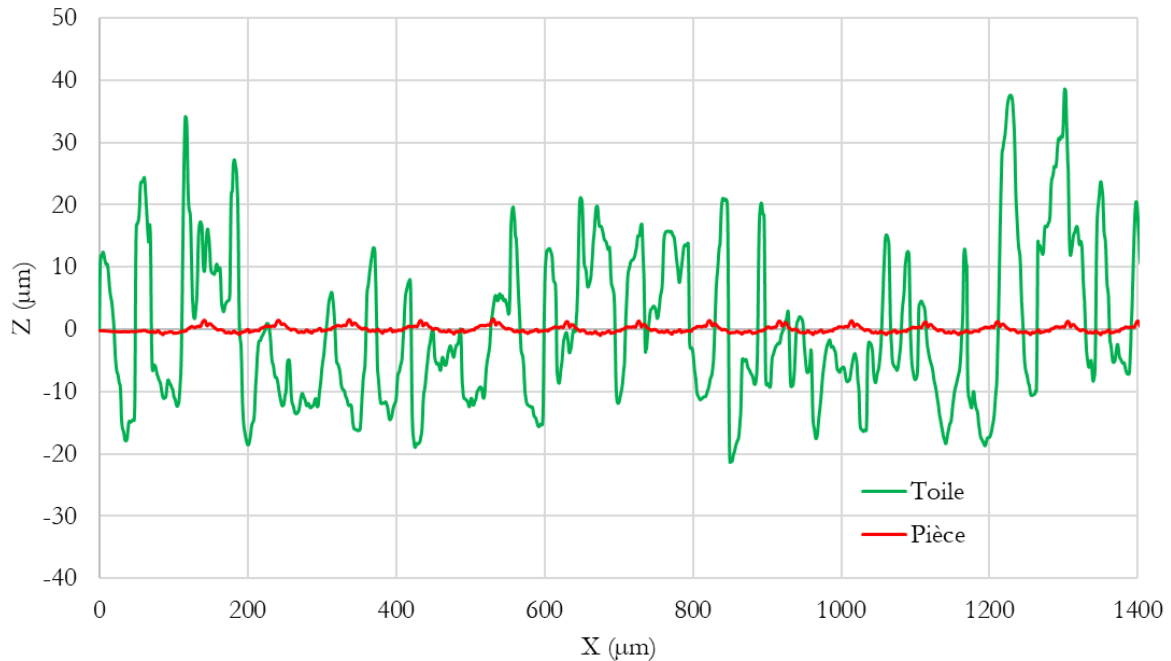


Figure 25. Différence d'échelle entre un profil de pièce tournée dur et un profil tiré d'une mesure de toile (grain 30  $\mu\text{m}$ )

## 1.6 CONCLUSIONS

Ce chapitre a pour but de présenter l'ensemble des paramètres utilisés dans le mémoire, de classifier les procédés de super finition (procédé non abrasif et abrasif) et de décrire le procédé de toilage.

Premièrement, les paramètres d'intégrité de surface ont été présentés. La présentation a porté un intérêt particulier à la topographie de surface. Celle-ci a été détaillée, ainsi que les paramètres de rugosité  $R_a$ ,  $R_{sm}$ ,  $R_k$ ,  $R_{pk}$  et  $R_{vk}$  ont été détaillés.

Ensuite, une classification des procédés de finition et super finition a été présentée. Cette classification permet de situer le procédé de toilage parmi les autres procédés de super finition. Une deuxième classification, permet de situer le procédé de toilage parmi l'ensemble des procédés abrasifs. Le point en commun des procédés abrasifs est la présence d'un ou plusieurs mécanismes d'abrasion élémentaires, ces derniers sont détaillés.

Finalement, la dernière partie se focalise sur la présentation de la technologie de toilage. Celle-ci présente les configurations de toilage et ces paramètres. Ces derniers ont été classés :

- Paramètres 'galet'
- Paramètres 'toile'
- Paramètres 'pièce'
- Paramètres 'machine'

Une explication du caractère multi échelle du procédé de toilage termine le chapitre.

# 2

## ÉTAT DE L'ART

Ce chapitre présente l'état de l'art relatif à l'effet du procédé de toilage sur l'intégrité de surface. La section 2.1 s'intéresse aux études traitant de l'effet du toilage sur l'intégrité de surface (l'effet sur la rugosité, sur les contraintes résiduelles et sur la microstructure). La section 2.2 s'intéresse à la modélisation de la topographie de surface générée par les procédés abrasifs. Elle détaille les études traitant la simulation de la topographie de procédés ayant des similitudes avec le toilage (procédé de rodage et de rectification par toile).

### Sommaire :

<b>2.1 ETAT DE L'ART SUR L'INFLUENCE DU TOILAGE SUR L'INTEGRITE DE SURFACE (APPROCHES EXPERIMENTALES)</b> .....	<b>48</b>
2.1.1 INFLUENCE DU TOILAGE SUR LA TOPOGRAPHIE DE SURFACE.....	51
2.1.2 EFFET DU TOILAGE SUR LES CONTRAINTES RESIDUELLES .....	56
2.1.3 EFFET DU TOILAGE SUR LA MICROSTRUCTURE .....	56
<b>2.2 ETAT DE L'ART SUR L'INFLUENCE DU TOILAGE SUR LA TOPOGRAPHIE DE SURFACE (MODELES CINEMATIQUES)</b> .....	<b>58</b>
2.2.1 SIMULATION DES TOPOGRAPHIES DE SURFACE GENEREES PAR LE RODAGE .....	61
2.2.2 SIMULATION DES TOPOGRAPHIES DE SURFACE GENEREES PAR LA RECTIFICATION PAR TOILE..	64
<b>2.3 CONCLUSIONS</b> .....	<b>69</b>



Pour commencer, la connaissance développée vis-à-vis de la compréhension scientifique du procédé de toilage reste restreinte, contrairement aux procédés de finition abrasifs qui présentent un nombre d'articles nettement supérieur. Ainsi on peut remarquer sur la Figure 26, l'évolution des publications d'articles durant les 20 dernières années pour les procédés de finition abrasifs (mot clé : **abrasive surface finishing**) et le procédé de toilage (mot clé : **Belt finishing**) d'après Scopus.

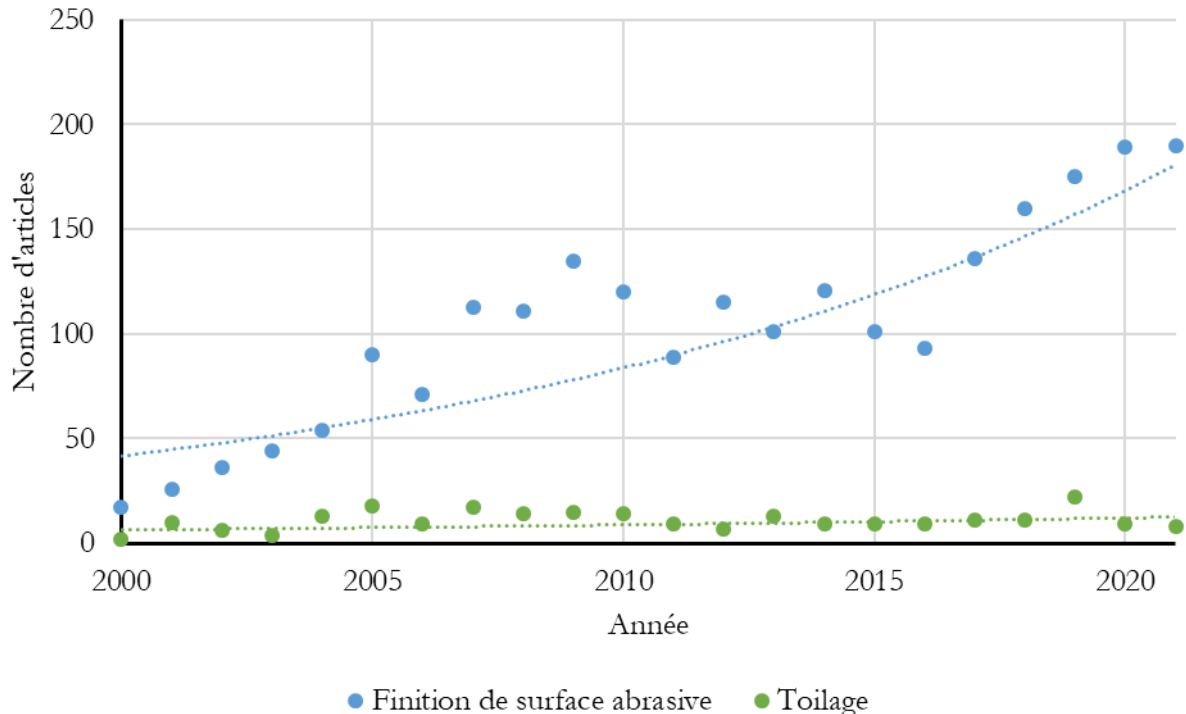


Figure 26. Evolution du nombre de publication pour les procédés de finition abrasifs et non abrasifs durant les 20 dernières années selon Scopus

## 2.1 ETAT DE L'ART SUR L'INFLUENCE DU TOILAGE SUR L'INTEGRITE DE SURFACE (APPROCHES EXPERIMENTALES)

L'effet du toilage sur l'intégrité de surface a été étudié par un nombre limité d'auteurs, comparé à d'autres procédés de finition abrasive tels que la rectification, le rodage ou la rectification par bande abrasive (Figure 27). On peut observer une dizaine d'études portant sur l'intégrité de surface en toilage tandis qu'on observe environ 50 études sur la dernière année pour les procédés de rodage et de rectification par toile. Les résultats présentés en Figure 27 ont été obtenues en combinant le mot clé « **surface integrity** » au mot clé pour chaque procédé : « **Grinding** » pour la rectification, « **Honing** » pour le rodage, « **Belt grinding** » pour la rectification par toile et « **Belt finishing** » pour le toilage.

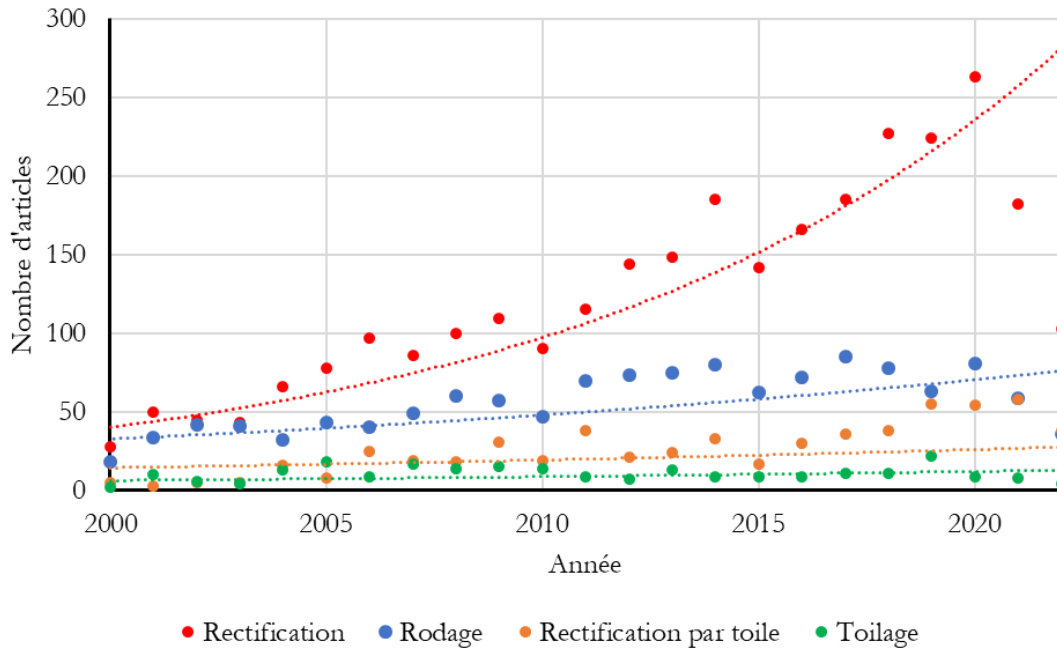


Figure 27. Evolution du nombre d'articles publiés pour la rectification (grinding), le rodage (Honing), la rectification par bande abrasive (belt grinding) et le toilage (belt finishing) selon Scopus

La Figure 28 illustre la répartition des articles traitant de l'intégrité de surface en toilage depuis 2000 d'après Scopus (les articles représentés en vert dans la Figure 27). Il apparaît qu'une grande partie des études publiées sur ce sujet proviennent de France suivie par la Chine. A noter que l'Ecole Centrale de Lyon – ENISE reste l'institution ayant le plus contribué au sujet à hauteur de 29 articles sur les 20 dernières années.

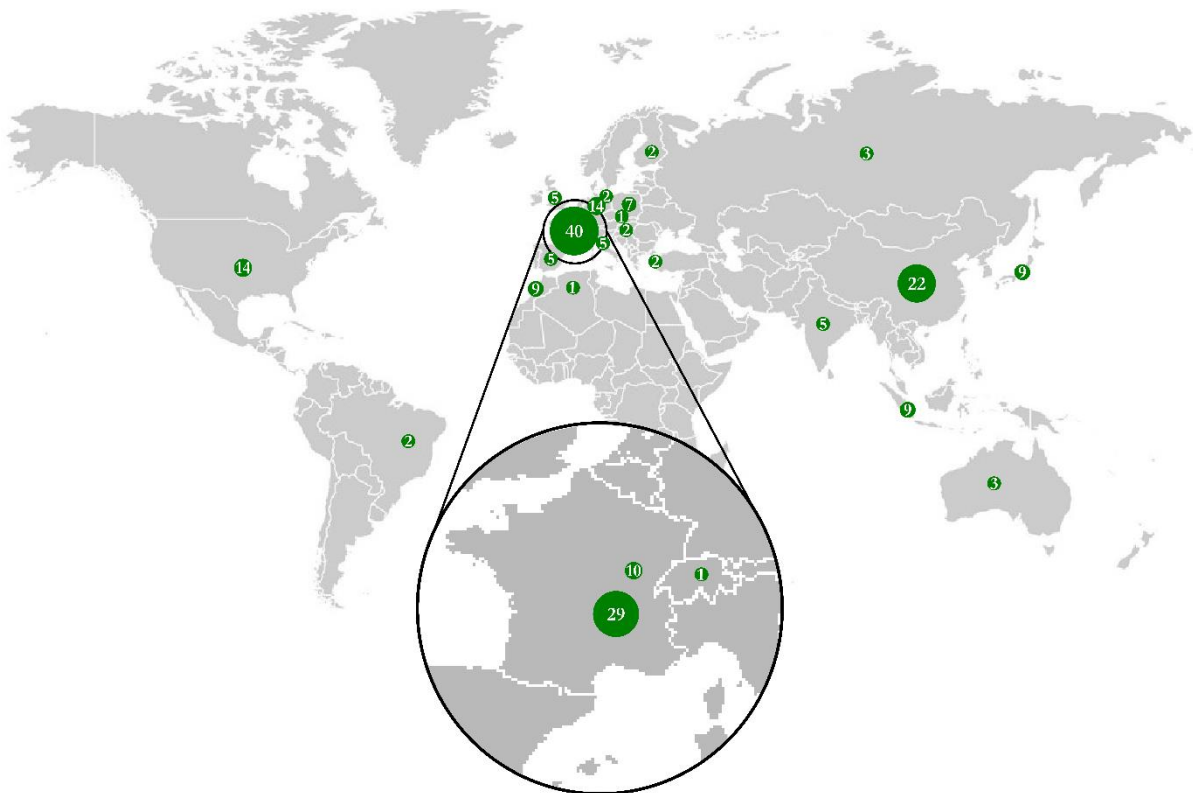


Figure 28. Répartition des articles traitant de l'intégrité de surface en toilage depuis 2000 dans le monde d'après Scopus

Une analyse des articles publiés recensés sur Scopus a permis de classifier le nombre d'articles publiés sur le toilage en fonction du sujet dont il traite. La Figure 29 représente les articles qui traitent de l'effet du toilage sur la topographie de surface (en **vert**), sur les contraintes résiduelles (en **bleu**) et sur les deux simultanément en **rouge**.

D'après la Figure 29 l'influence du toilage sur la topographie de surface a été plus étudiée que son influence sur les contraintes résiduelles.

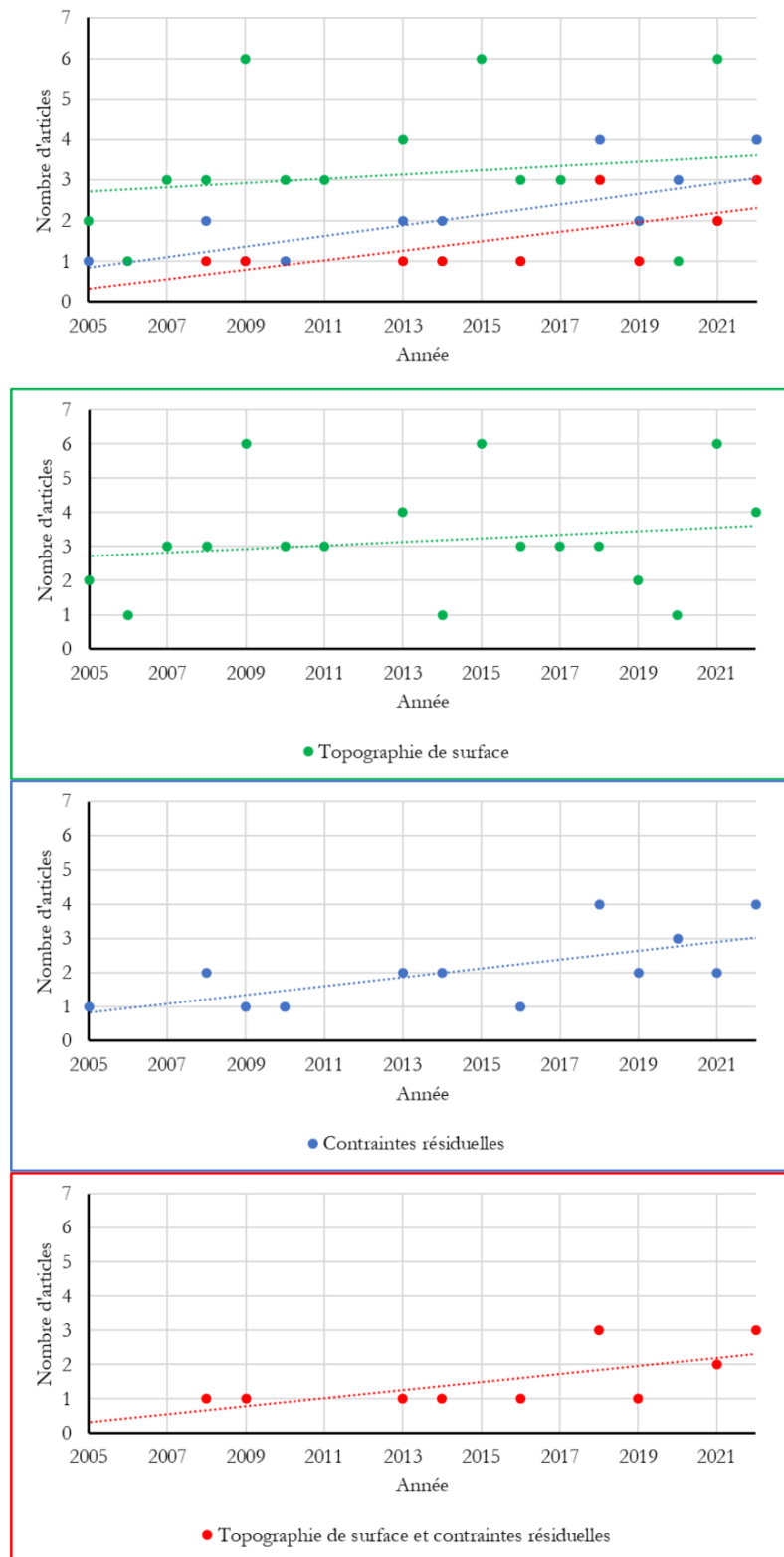


Figure 29. Nombre d'articles publiés sur le toilage en fonction du sujet traité depuis 2005 selon Scopus

La suite de l'état de l'art portera principalement sur l'effet du toilage sur la topographie de surface, il sera suivi par l'effet sur les contraintes résiduelles. Pour finir, un aperçu est présenté sur les quelques études qui se sont penchées sur l'effet du toilage sur la microstructure.

### 2.1.1 Influence du toilage sur la topographie de surface

Plusieurs travaux expérimentaux se sont focalisés sur l'influence du toilage sur la topographie de surface.

Selon (Khellouki, 2007) le toilage permet d'atteindre une valeur de  $R_a$  de  $0.1 \mu\text{m}$ . Il apparaît aussi que le toilage induit une augmentation de la densité des stries accompagnée d'une réduction des écarts micro géométriques (amplitude des motifs) selon (Grzesik, Rech and Žak, 2015) comme on peut l'observer sur la Figure 30.

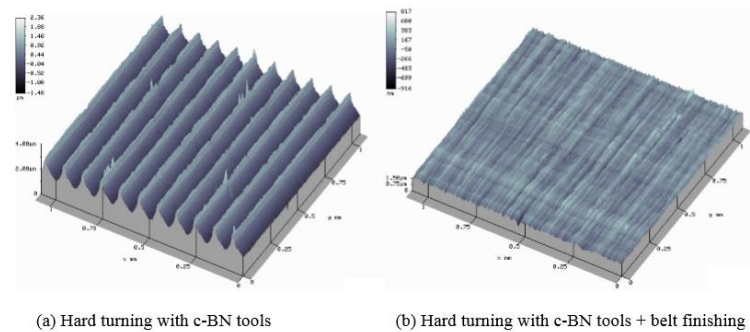


Figure 30: Observation de la topographie de surface issues de différentes configurations de procédés (Grzesik, Rech and Žak, 2015)

Il est observable que le toilage réussit à éliminer la rugosité laissée par les procédés qui peuvent le précéder comme le tournage dur (Khellouki, 2007; Grzesik *et al.*, 2008; Mezghani, Sura and El Mansori, 2008; Grzesik and Zak, 2012; Grzesik, Rech and Žak, 2015). Il parvient ainsi à réduire les valeurs des paramètres de rugosité (tel que  $R_a$ ,  $R_{sm}$ ,  $R_k$ ,  $R_{pk}$  et  $R_{pk} \dots$ ) et à les stabiliser.

(Khellouki, 2007) a observé qu'il existe une limite temporelle au bout de laquelle l'état de surface est stable. (El Mansori *et al.*, 2007) décrivent la présence de deux régimes lors du toilage : un régime transitoire qui est caractérisé par la prépondérance de l'enlèvement de matière. A partir d'un certain temps, on bascule vers le régime stationnaire qui se caractérise par la présence de la composante d'enlèvement de matière accompagnée de la composante de frottement (Bigerelle *et al.*, 2009). En fonction des paramètres du procédé, ce régime stabilisé est atteint entre 6 et 14 s (Khellouki, Rech and Zahouani, 2007a) comme montré en Figure 31.

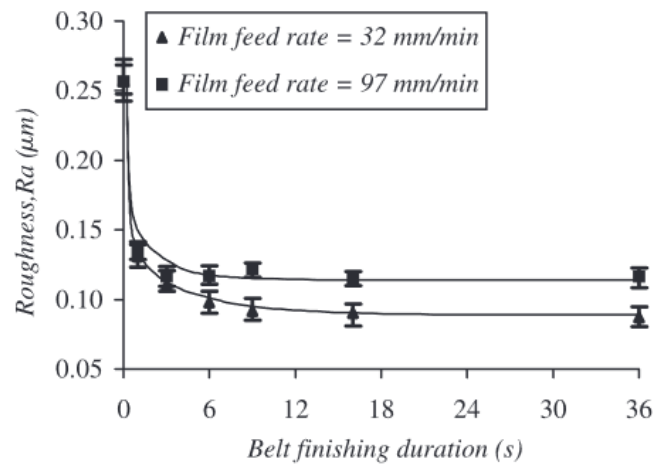


Figure 31. Influence de la durée de toilage sur la rugosité arithmétique moyenne  $R_a$  (Khellouki, Rech and Zahouani, 2007a)

(Khellouki, 2007) a élaboré un plan d'expérience détaillé pour déterminer les paramètres les plus influents pendant le procédé de toilage. 2 familles de paramètres sont distinguées : ceux que l'on doit choisir en amont de l'industrialisation (paramètres gamme) et ceux que l'on peut adapter au pied de la machine en phase de mise au point (paramètres d'atelier). Les résultats de cette étude sont présentés en Tableau 1.

Tableau 1. Etude préliminaire de l'influence des paramètres de toilage sur l'état de surface (Khellouki, 2007)

	Paramètres de gamme		Paramètres d'atelier	
	Paramètres	Niveau d'influence	Paramètres	Niveau d'influence
<b>Outils</b>	- Taille des grains - Densité des grains - Diamètre du galet - Dureté du galet	+++ Fixe Fixe Variable		
<b>Conditions de coupe</b>			- Vitesse tangentielle - Force appliquée - Durée du toilage - Vitesse d'avance - Fréquence d'oscillation - Amplitude d'oscillation	~ Variable Variable Variable Variable ~
<b>Lubrification</b>	- Mode de lubrification (à sec, MQL, lubrification continue) - Composition chimique - Propriétés rhéologiques	+++ Fixe Fixe		

Le niveau d'influence est présenté pour les différents paramètres. Le Tableau 1 distingue 4 types de paramètres, les paramètres 'Fixe' qui sont l'ensemble des paramètres gardés inchangés durant l'étude. Ensuite, les autres paramètres ont été classifiés en fonction de leur niveau d'influence (très influents '+ + +', influent 'Variable' et pas influent '~').

Il apparaît que le paramètre le plus influent est la taille de grain. Ainsi les grains plus gros génèrent plus de copeaux et donc un taux d'enlèvement de matière plus élevé. D'après les différentes études sur le sujet, plusieurs essais avec différentes configurations ont conclu que la granulométrie de 30 µm permet d'atteindre

des valeurs minimales de rugosité (Khellouki, 2007; Bigerelle *et al.*, 2009; Mezghani, El Mansori and Sura, 2009).

La pression de contact est considérée comme un paramètre influent sur la topographie de surface (Khellouki, 2007; Sura, 2007). Ainsi l'augmentation de pression de contact affecte généralement de manière positive la rugosité. Avec l'augmentation de la pression de contact, on augmente le nombre de grains actifs pendant le toilage. (Khellouki, 2007; Khellouki, Rech and Zahouani, 2007a) a montré que la rugosité diminue quand la force appliquée augmente (Figure 32). Cette réduction est rapide pour des forces inférieures à 310 N puisqu'on augmente le nombre de grains actifs sans pour autant user considérablement ceux-ci. A contrario, pour des forces supérieures à cette limite, les grains sont soumis à des pressions locales très fortes ce qui implique leurs usures.

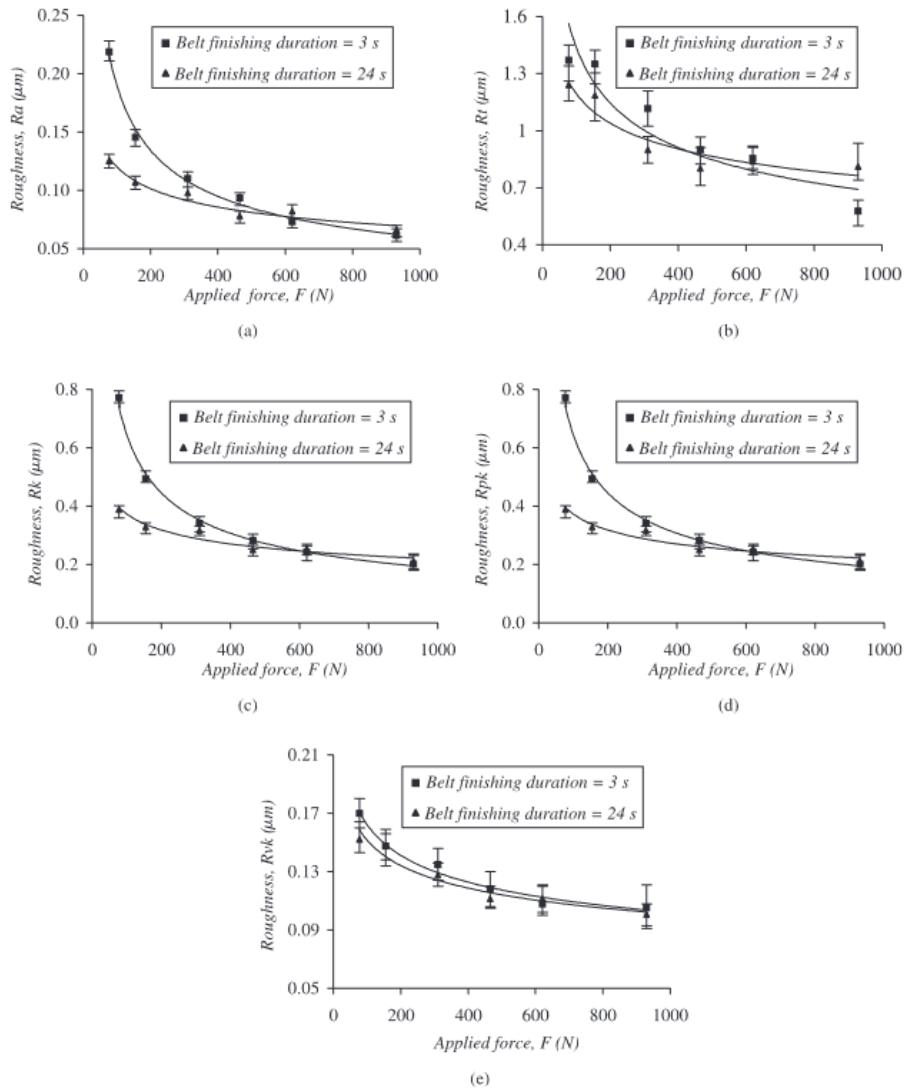


Figure 32. Influence de la force appliquée sur les paramètres liés à la hauteur du profil ( $Ra$ ,  $Rt$ ) et les paramètres de la courbe de portance ( $Rk$ ,  $Rpk$ ,  $Rvk$ ). (Khellouki, Rech and Zahouani, 2007a)

Cette pression de contact dépend de la force de toilage et de la dureté du galet. Cette dernière va avoir une influence sur la surface de contact. (Khellouki, 2007) a montré que la dureté du galet est un paramètre qui améliore significativement la rugosité de surface. Ainsi un galet plus souple donne de meilleurs états de surface plus rapidement comme présenté en Figure 33 (Khellouki, 2007; Khellouki, Rech and Zahouani, 2007b).

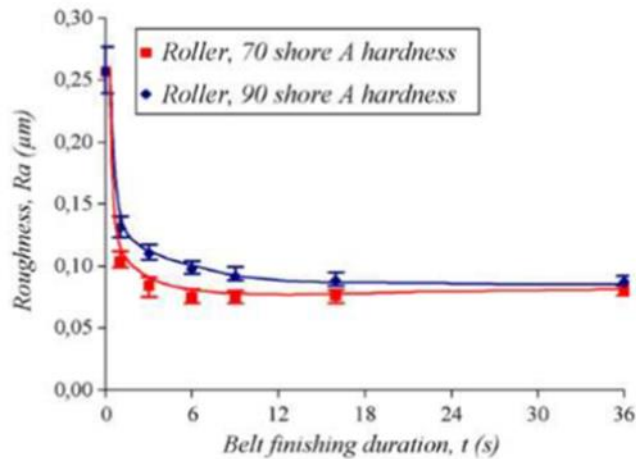


Figure 33. Influence de la durée de toilage sur la rugosité Ra pour deux duretés de galet (Khellouki, Rech and Zahouani, 2007b)

La vitesse d'avance de la toile va avoir un impact direct sur le temps de contact entre les grains abrasifs et la pièce. Ainsi d'après (Khellouki, Rech and Zahouani, 2007a) une vitesse d'avance lente donnera des grains moins tranchants et plus arrondis ce qui donnera selon lui un meilleur état de surface et une meilleure rugosité comme le montre la Figure 34.

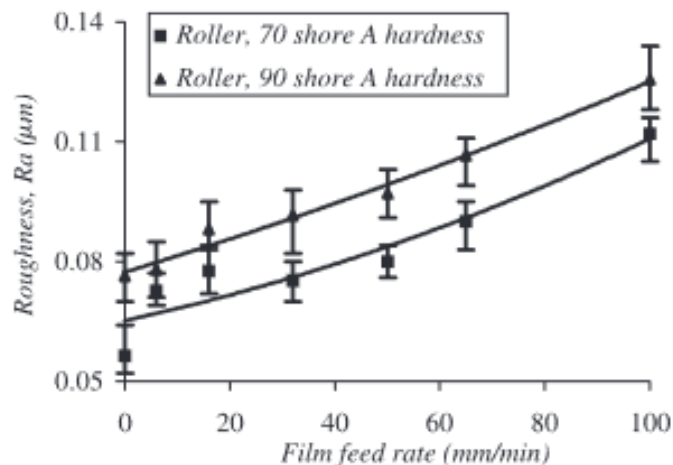


Figure 34 Effet de l'avance de la toile sur la rugosité moyenne arithmétique Ra (Khellouki, Rech and Zahouani, 2007a)

L'observation du profil de tournage dur et les profils générés après toilage avec deux vitesses différentes pour l'avance de la toile sont présentés en Figure 35. Celle-ci montre qu'un profil plat est obtenu sans vitesse d'avance de toile. Ceci s'explique par la fragmentation/usure des grains dans la zone de contact ce qui augmente significativement le nombre d'arêtes de coupe. Le profil est donc obtenu par l'effet de plusieurs petites aspérités. Dans l'autre cas, la fragmentation des grains est réduite, ainsi le nombre de grains actifs est réduit par la même occasion, le profil est donc généré par des aspérités plus profondes et larges.

**N.B :** Même si ce résultat est séduisant (pas d'avance => toile éternelle => coût d'outil réduit), il n'a pas d'avenir industriel. Si on choisit de ne jamais faire avancer la toile, les grains vont finir par se disloquer ou s'arracher.

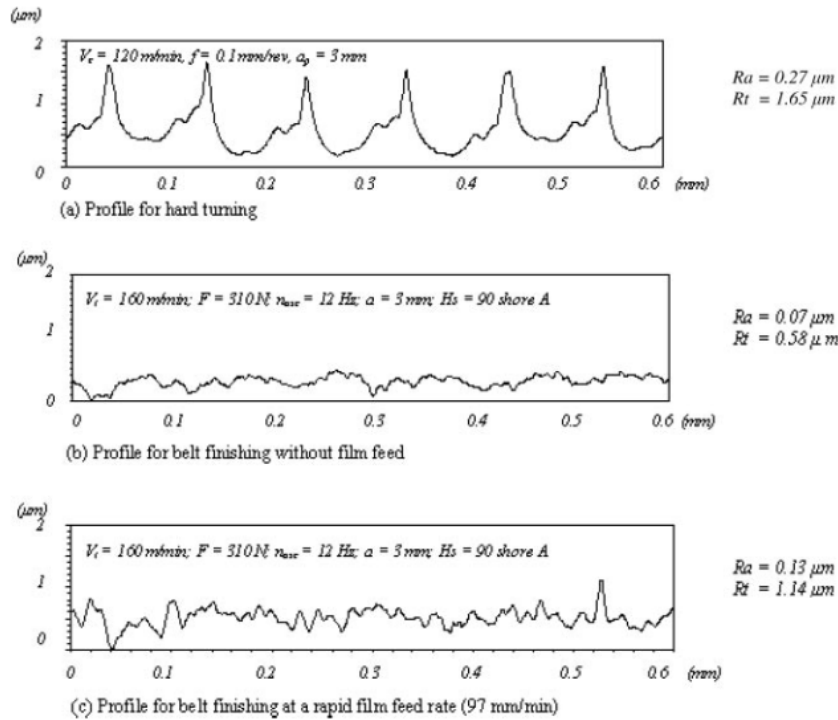


Figure 35. Comparaison des profils pour (a) le tournage dur, (b) le toilage sans avance de toile, et (c) le toilage avec une avance de toile rapide (Khellouki, Rech and Zahouani, 2007a)

La fréquence d'oscillation est un paramètre influent, que ce soit sur la diminution des irrégularités de surface mais aussi sur l'activation des arrêtes de coupe des grains en toilage. L'oscillation permet de diminuer le frottement et d'améliorer l'évacuation des copeaux, ce qui permet d'améliorer la rugosité de surface et créer un réseau de rayures.

(Khellouki, 2007) a observé qu'il suffisait d'activer l'oscillation pour obtenir une amélioration de la rugosité générée. La Figure 36 illustre qu'une fréquence d'oscillation de 2 Hz génère une rugosité similaire au toilage avec une fréquence de 30 Hz. Par contre, il a été observé que l'annulation de l'oscillation impliquait une augmentation de la rugosité. En effet en l'absence d'oscillation, le toilage se rapproche du procédé de rectification à la toile ; procédé connu comme étant adapté à des travaux plus grossiers.

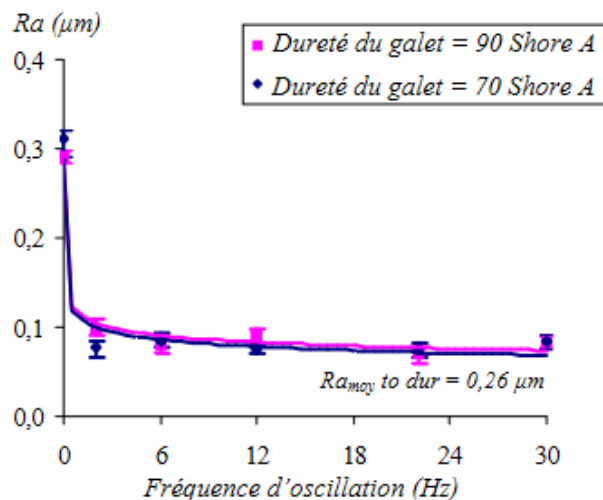


Figure 36: Variation de la rugosité avec la fréquence d'oscillation pour deux galets de dureté différentes (Khellouki, 2007)



Des études se sont aussi intéressées à la lubrification lors du toilage. Ainsi selon (Khellouki, 2007; Sura, 2007; Khellouki, Rech and Zahouani, 2010) la lubrification sous brouillard d'huile (MQL) aide à l'évacuation des copeaux ce qui permet d'atteindre de bons états de surfaces en la couplant avec une avance de toile faible.

### 2.1.2 Effet du toilage sur les contraintes résiduelles

(Khellouki, 2007; Sura, 2007; Rech *et al.*, 2008; Grzesik, Rech and Żak, 2015; Chomienne *et al.*, 2022) se sont intéressés à l'étude de contraintes résiduelles présentes dans des pièces après une opération de tournage dur suivie de toilage. Ces études ont montré que le toilage induit des contraintes résiduelles de compression sur une épaisseur allant jusqu'à 10  $\mu\text{m}$  comme illustré en Figure 37 (Rech *et al.*, 2008). La profondeur de cette couche de compression dépend de la charge locale appliquée par les grains (Grzesik *et al.*, 2008). Les contraintes résiduelles dues au toilage plongent en dessous de 500 MPa en compression (Rech *et al.*, 2008).

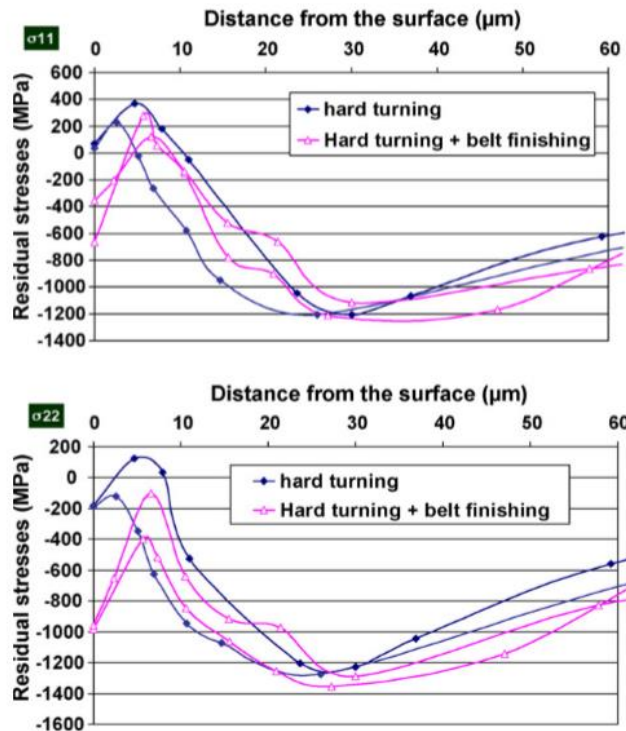


Figure 37: Etat des contraintes résiduelles après tournage dur, tournage dur suivi de toilage (Rech *et al.*, 2008)

### 2.1.3 Effet du toilage sur la microstructure

Les procédés d'enlèvement de matière pour les métaux génèrent une couche superficielle appelée couche blanche (Rech and Moisan, 2003). Selon la composition de l'acier, cette couche peut être une phase fragile à l'origine des fissures et craquelures. La couche blanche (présentée en Figure 38) est une transformation de phase provoquée par les fortes énergies générées par le frottement lors de l'enlèvement de matière.

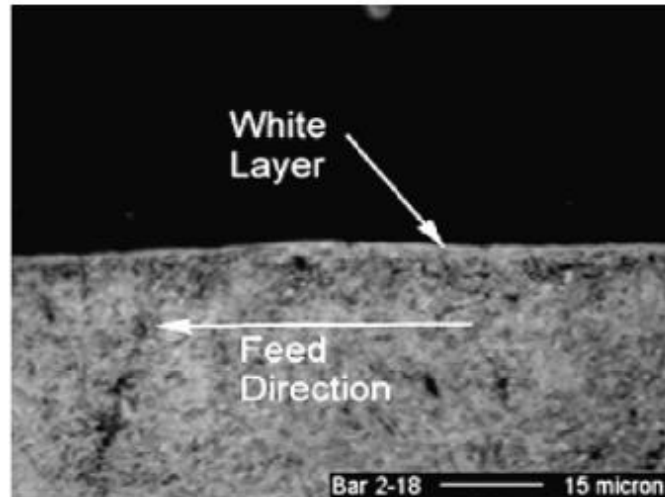


Figure 38: Observation de la couche blanche (Smith *et al.*, 2007)

L'observation de la microstructure après l'opération de toilage sur des pièces issues de tournage dur montre que ce procédé n'est pas en mesure de supprimer la couche blanche (dans un contexte usuel de toilage durant quelques secondes) mais permet d'écarter les irrégularités et d'homogénéiser cette couche. Elle mesure à la fin du procédé de l'ordre de  $1\mu\text{m}$  à  $2\mu\text{m}$  (Rech and Moisan, 2003; Chomienne *et al.*, 2022). Cette observation est illustrée en Figure 39 par (Chomienne *et al.*, 2022).

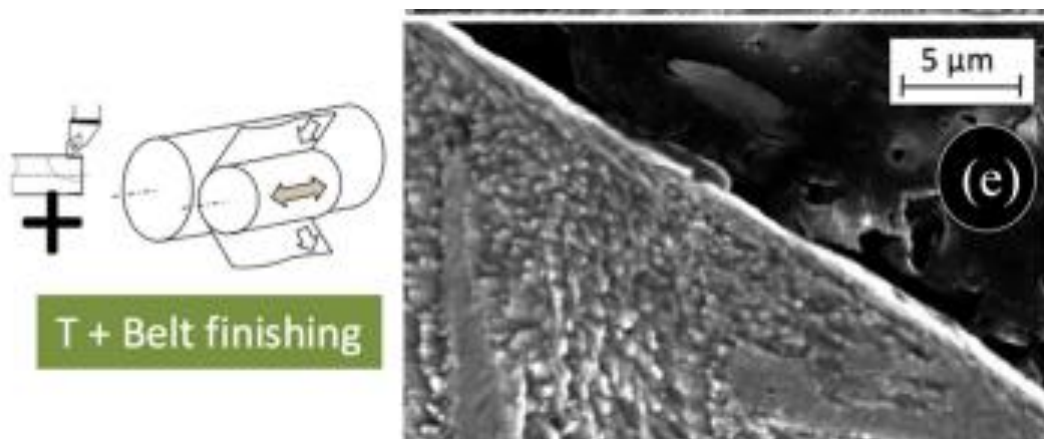


Figure 39. Observation de la microstructure du 15-5PH pour une opération de tournage dur suivie du toilage d'après (Chomienne *et al.*, 2022)

L'étude expérimentale du toilage permet de mieux comprendre l'action du procédé sur l'intégrité de surface. Cependant, l'industrie a besoin de modèles pour prédire les conséquences d'un changement des paramètres du procédé.

La section suivante propose de passer en revue les travaux relatifs à la modélisation des topographies de surface générées par des procédés abrasifs autres que le toilage. En effet, certains des concepts présentés peuvent être intéressants pour la modélisation du procédé de toilage.

## 2.2 ETAT DE L'ART SUR L'INFLUENCE DU TOILAGE SUR LA TOPOGRAPHIE DE SURFACE (MODELES CINEMATiques)

Les procédés abrasifs peuvent être simulés comme les procédés de coupe en décrivant la trajectoire de l'outil et son interaction avec la pièce. (Brinksmeier *et al.*, 2006) proposent une synthèse récente, complète et avancée sur les approches de modélisation des procédés d'usinage par abrasion. Elle classe les approches de modélisation en fonction de leur type et de leur échelle d'étude. On peut distinguer sur la Figure 40, 7 catégories de modélisation distribuées de l'échelle macroscopique à l'échelle microscopique.

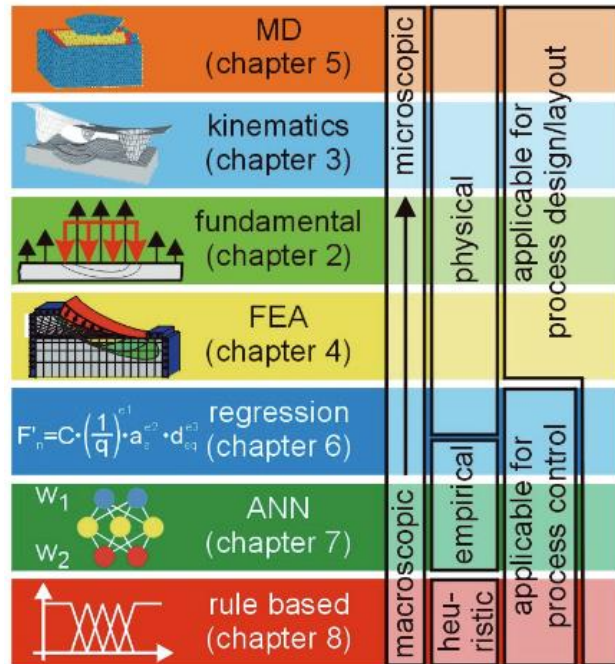


Figure 40. Catégories de modèles et leurs domaines d'application en simulation selon (Brinksmeier *et al.*, 2006)

Parmi les 7 catégories de modélisation des procédés abrasifs, uniquement 5 catégories permettent la simulation de la topographie des procédés abrasifs (on cite « **rule based** », « **ANN** », « **regression** », « **kinematics** » et « **MD** »). De ces approches de modélisation, les trois premières sont souvent appliquées à l'échelle macroscopique. Tandis que l'approche cinématique et dynamique moléculaire s'appliquent à l'échelle mésoscopique et microscopique. L'approche de modélisation dynamique moléculaire « MD » est très coûteuse en temps de calcul, et est appliquée à des surfaces de faibles dimensions (elle s'intéresse principalement à la compréhension du comportement de la structure microscopique des matériaux, elle est appliquée dans la majorité des cas pour un test de rayage mono grain), ce qui n'est pas adapté à notre étude.

La modélisation cinématique est mieux adaptée pour la simulation de la topographie de surface générée par les procédés abrasifs. Elle s'appuie sur trois composantes illustrées en Figure 41 : la description de la cinématique du procédé, la description et modélisation de la pièce et enfin la description et modélisation de l'outil abrasif.

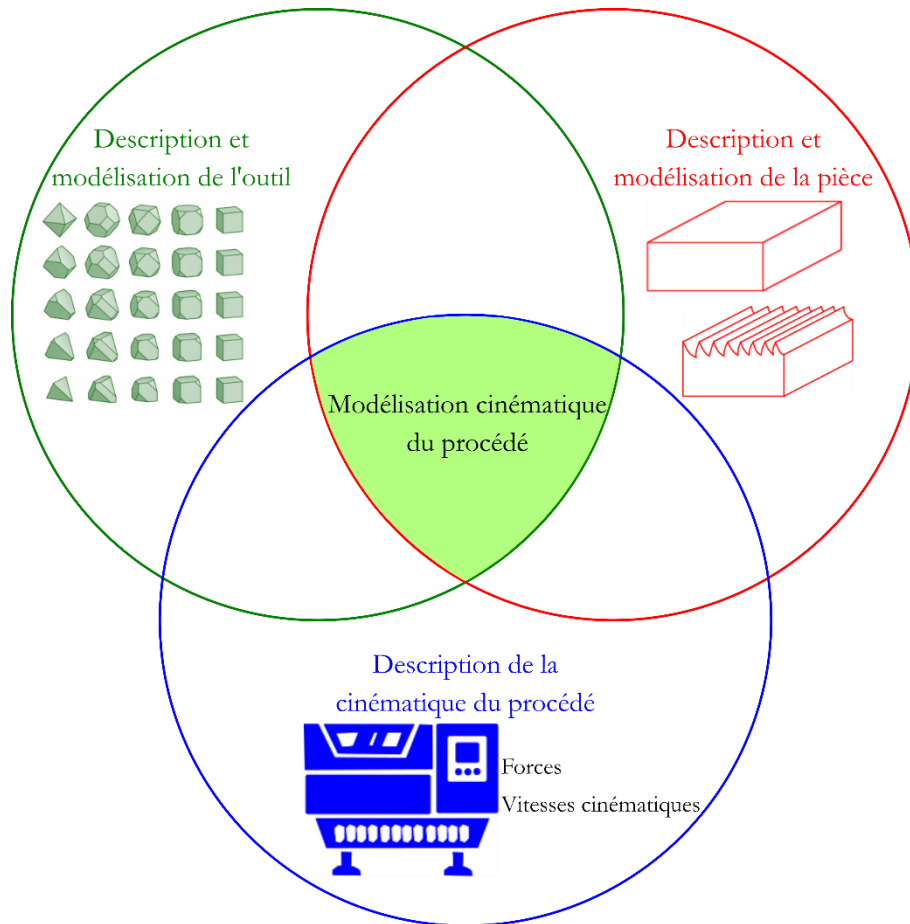


Figure 41. Composantes principales de la modélisation cinématique d'un procédé abrasif

En plus de la cinématique du procédé, de la pièce initiale, la principale entrée des modèles de simulation de topographie est l'outil abrasif. La modélisation de l'outil abrasif passe principalement par la modélisation des grains abrasifs. De nombreuses études se sont intéressées à la modélisation des grains par des formes géométriques simplifiées (sphères : (Koshy, Ives and Jahanmir, 1999; Gong, Wang and Wang, 2002; Euzenat *et al.*, 2019; Euzenat, 2020) ; cônes : (Cooper and Lavine, 2001) ; formes générées : (Warnecke and Zitt, 1998)). (Liu *et al.*, 2013) illustre les trois formes simplifiées les plus récurrentes en Figure 42.

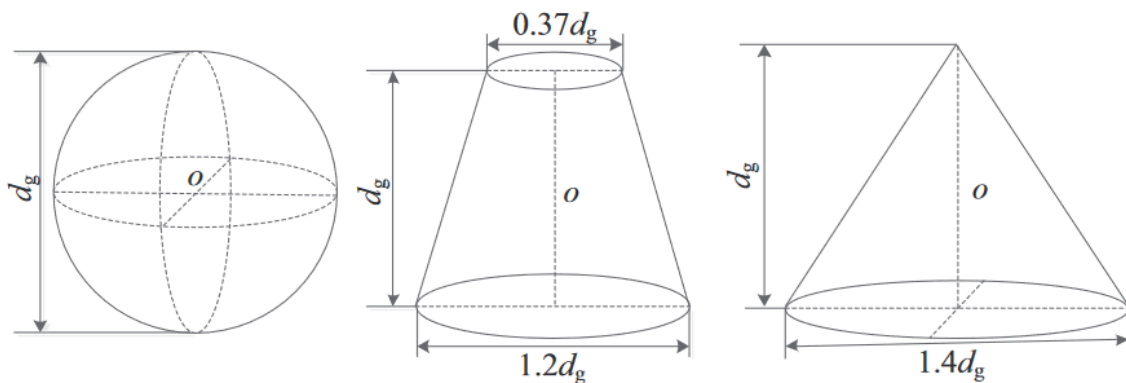


Figure 42. Grains modélisés par des formes simples selon (Liu *et al.*, 2013)

D'autres ont modélisé les grains par des formes générées par des opérations booléennes (Inasaki, 1996; Siebrecht *et al.*, 2014) faisant ainsi une combinaison de différentes formes de grains comme par exemple en Figure 43.

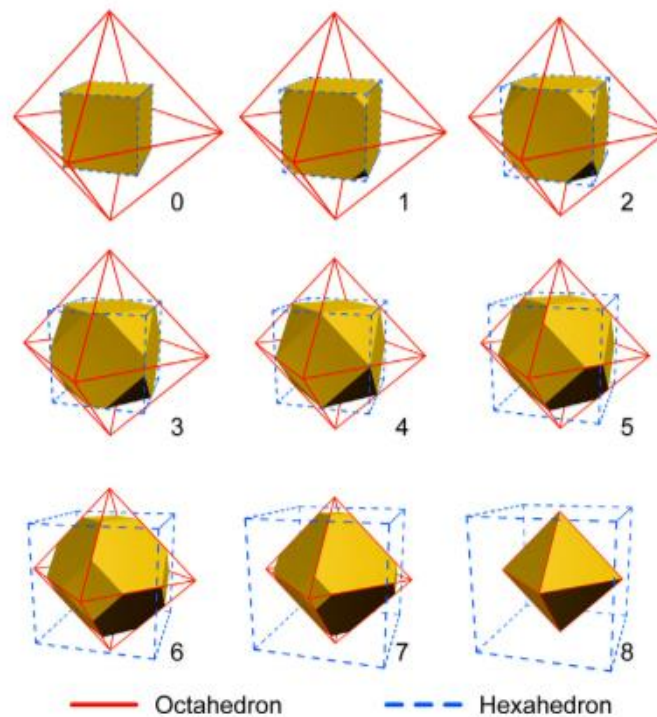


Figure 43. Modèle géométrique des grains de diamant en tant qu'intersections d'un octaèdre et d'un hexaèdre selon (Siebrecht *et al.*, 2014)

(Chen and Rowe, 1996; Chen *et al.*, 1996) proposent de prendre en compte aussi la distribution des grains dans la modélisation. Ensuite, il faut décrire le mouvement des grains abrasifs, et déterminer leurs pénétrations en fonction du chargement mécanique appliqué (König and Steffens, 1982; Fawcett and Dow, 1992; Chiu and Malkin, 1993; Chen and Rowe, 1996; Chen *et al.*, 1996, 1998; Inasaki, 1996; Warnecke and Zitt, 1998; Koshy, Ives and Jahanmir, 1999; Cooper and Lavine, 2001; Gong, Wang and Wang, 2002; Hecker, Ramoneda and Liang, 2003; Nicholls, 2014; Wen, 2014).

L'objectif principal de ce travail de thèse est de simuler la topographie de surface à l'échelle mésoscopique générée par le procédé de toilage. Pour simuler cela, le choix se porte sur la modélisation cinématique. Dans ce cadre-là, à la connaissance de l'auteur, aucune étude n'a été trouvée à ce jour.

En contrepartie, des études ont modélisé la topographie de surface pour d'autres procédés (à plusieurs échelles : de l'échelle macroscopique à l'échelle mésoscopique). Cette section propose de passer en revue les articles relatifs à la modélisation des topographies de surfaces générées par des procédés abrasifs hors toilage. En effet, certains de ces concepts peuvent être intéressants pour modéliser le procédé de toilage. Le Tableau 2 classe les travaux en fonction du procédé simulé.

Tableau 2. Distribution des simulations cinématiques des procédés abrasifs en fonction du procédé.

Procédé simulé	Références bibliographiques
<b>Rodage</b>	(Goedel, El Mansori and Dumur, 2012)
	(Goedel, 2013)
	(Goedel, El Mansori and Dumur, 2013a)
	(Joliet, Kansteiner and Kersting, 2015)
	(Joliet and Kansteiner, 2013)
	(Reizer and Pawlus, 2012)
	(Lu <i>et al.</i> , 2019)
<b>Rectification à la toile abrasive</b>	(Kersting, Joliet and Kansteiner, 2015)
	(Wang, Li and Fan, 2018)
	(Zou <i>et al.</i> , 2019)
	(Wang <i>et al.</i> , 2016)
	(Wang <i>et al.</i> , 2017)
	(Zhao, Li and Wang, 2020)
<b>Polissage</b>	(Euzenat, 2020)
	(Euzenat <i>et al.</i> , 2019)

Parmi les procédés abrasifs présentant des similitudes avec le toileage, on peut citer le rodage et la rectification à la toile abrasive. Les paragraphes suivants s'intéressent à détailler les études qui présentent ces similitudes.

### 2.2.1 Simulation des topographies de surface générées par le rodage

(Goedel, 2013; Goedel, El Mansori and Dumur, 2013b) ont utilisé une approche cinématique pour simuler le processus de rodage à l'échelle macroscopique.

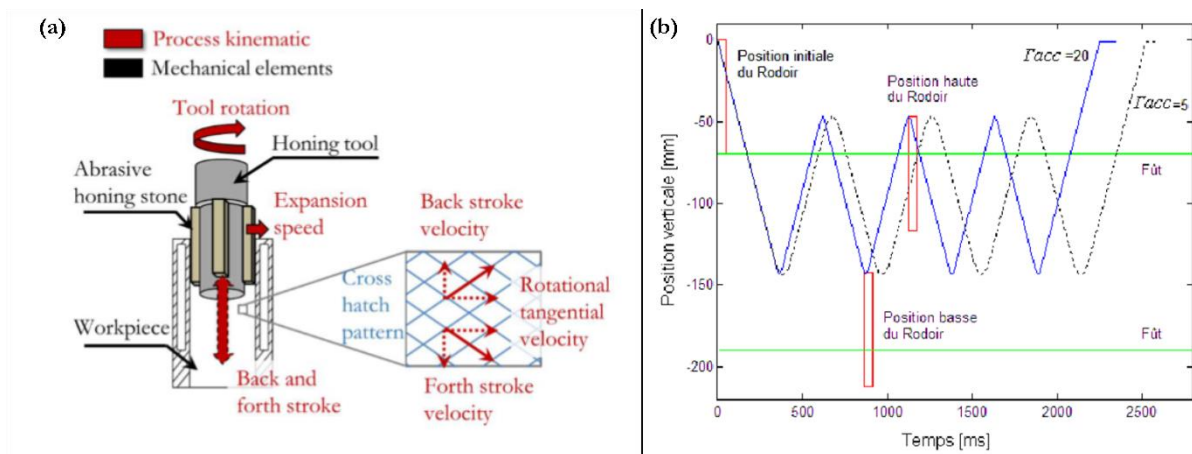


Figure 44. (a) Paramètres principaux du procédé de rodage selon (Urville *et al.*, 2022), (b) Exemple de cinématique du procédé de rodage selon (Goedel, 2013)

Il s'appuie sur une description de la pièce et de l'outil en matrices. Ce modèle s'appuie sur une identification innovante de l'indentation à travers la superposition des taux de portance de l'outil abrasif et de la pièce. S'ensuit un enlèvement de matière booléen en fonction des zones de l'outil indentées dans la pièce.

Ils ont principalement prédit les déviations de forme induites par le processus.

Cette étude a calculé une valeur moyenne de rugosité maximale  $R_z$  pour chaque battement sur les trois zones de mesure. Ces zones sont représentées en Figure 45.

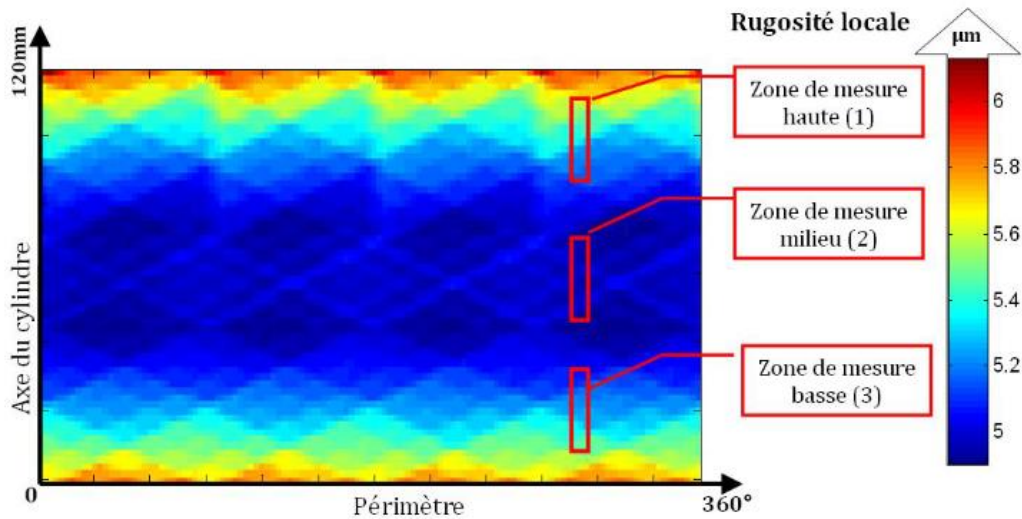


Figure 45. Cartographie de rugosité et zone de mesure (Goedel, 2013)

(Goedel, 2013; Goedel, El Mansori and Dumur, 2013b) se sont intéressés aussi à la comparaison de l'aspect de la surface simulée aux surfaces rodées. La Figure 46 illustre l'aspect de la surface simulée et le taux de conformité par rapport à des vues microscopiques d'une surface rodée. Ce taux de conformité est basé sur la ressemblance de la surface simulée à la surface expérimentale.

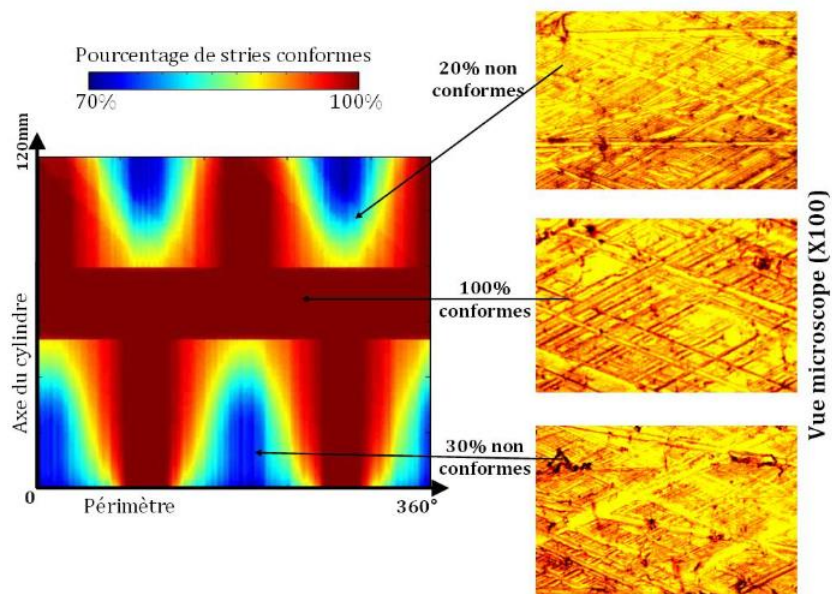


Figure 46. Aspect de surface simulée et taux de conformité (Goedel, 2013)

Il apparaît que dans la zone centrale, le modèle a un aspect conforme à celui observé expérimentalement. Tandis que dans les deux zones extérieures (supérieure et inférieure) le taux de conformité est 80 % et 70 % respectivement. A noter, que le modèle développé par (Goedel, 2013; Goedel, El Mansori and Dumur, 2013b) permet uniquement de prédire des paramètres de rugosités, mais ne modélise pas des topographies (surfaces 3D ou profils 2D).

(Joliet and Kansteiner, 2013; Joliet, Kansteiner and Kersting, 2015; Kersting, Joliet and Kansteiner, 2015) ont également étudié le procédé de rodage. Ils ont utilisé des topographies scannées qui ont été mises en miroir. La superposition de cet outil et de la pièce, ainsi qu'une portion de la surface simulée après rodage sont présentées en Figure 47.

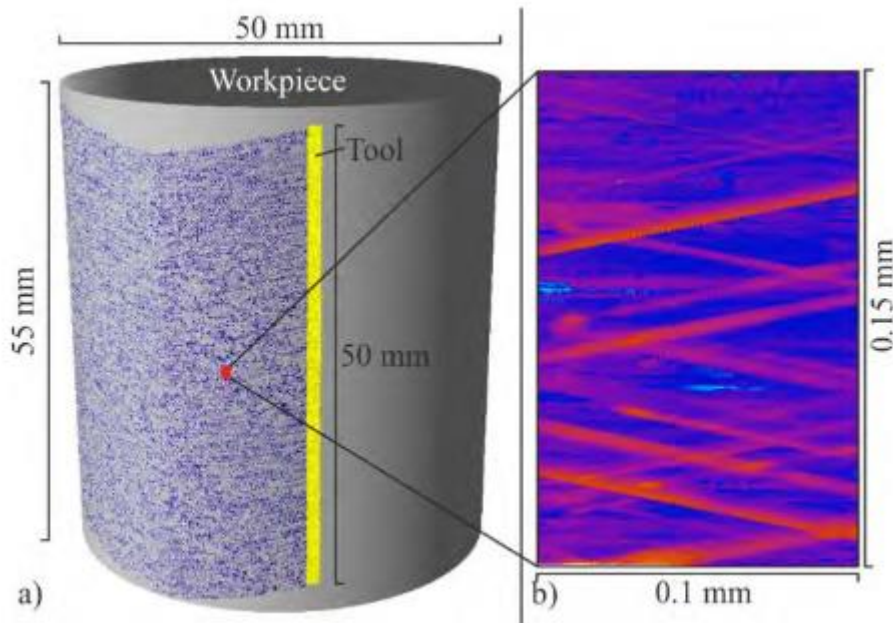


Figure 47. Représentation de la pièce, l'outil de rodage et de la surface après rodage selon (Joliet, Kansteiner and Kersting, 2015)

La topographie virtuelle obtenue était déplacée selon la cinématique de rodage et une opération booléenne était effectuée pour enlever de la matière à une certaine profondeur sur la contre-surface.

Cette profondeur d'indentation a été déterminée grâce à un modèle de copeaux non coupés (uncut chip thickness), les constantes de l'équation du modèle sont calibrées expérimentalement.

Ils se sont principalement intéressés à l'allure finale de la pièce simulée et au paramètre de rugosité  $R_a$ . Leur simulation montre une similitude entre la surface simulée et la surface expérimentale comme présenté sur la Figure 48 (l'existence de rayures dans les deux sens avec un angle de rayage quasi équivalent).



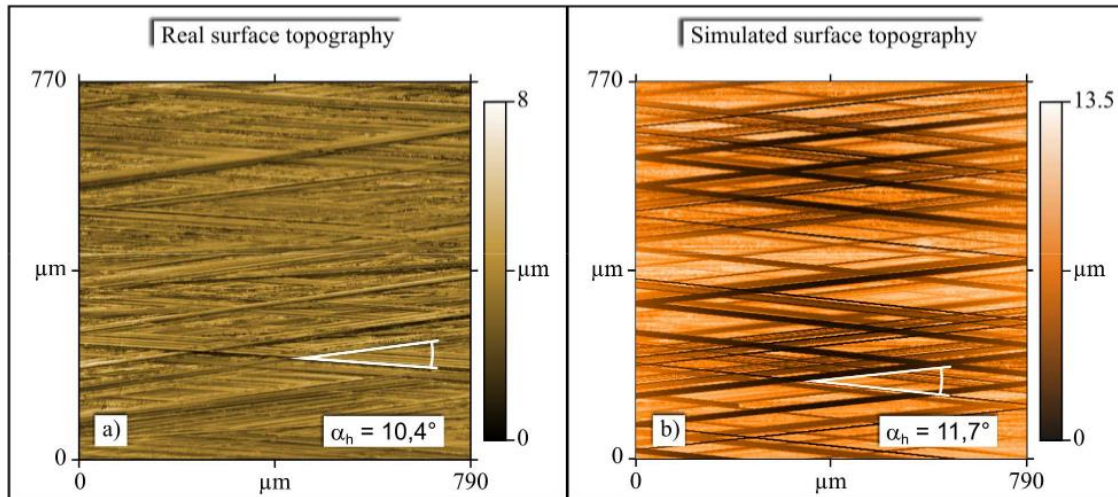


Figure 48. Comparaison d'une surface rodée expérimentale et simulée selon (Joliet and Kansteiner, 2013)

L'évolution du paramètre  $R_z$  expérimental et simulé dans le temps est présenté en Figure 49. (Joliet, Kansteiner and Kersting, 2015) ont observé que leur simulation est très sensible à la constante  $m$ . Cette constante permet à travers le modèle de copeaux non coupés de déterminer la profondeur d'indentation.

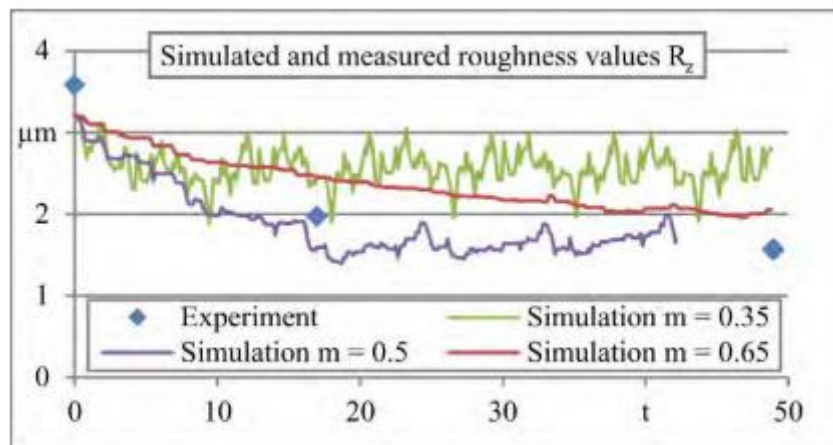


Figure 49. Evolution du paramètre de rugosité  $R_z$  expérimental et simulé dans le temps selon (Joliet, Kansteiner and Kersting, 2015)

### 2.2.2 Simulation des topographies de surface générées par la rectification par toile

La rectification par toile diffère du toilage à plusieurs égards : grande vitesse de rayage, absence d'oscillation axiale, les grains d'abrasifs tournent dans un circuit fermé. Cependant à l'échelle locale et sur une très courte période (absence d'usure des grains), il est possible de trouver quelques similitudes.

(Zou *et al.*, 2019) ont adopté une stratégie similaire à celle de (Joliet, Kansteiner and Kersting, 2015; Kersting, Joliet and Kansteiner, 2015): une topographie de toile mesurée raye virtuellement la surface de la pièce. Les mouvements de la toile sont déterminés par la cinématique du procédé. Une schématisation simplifiée du modèle est proposée en Figure 50.

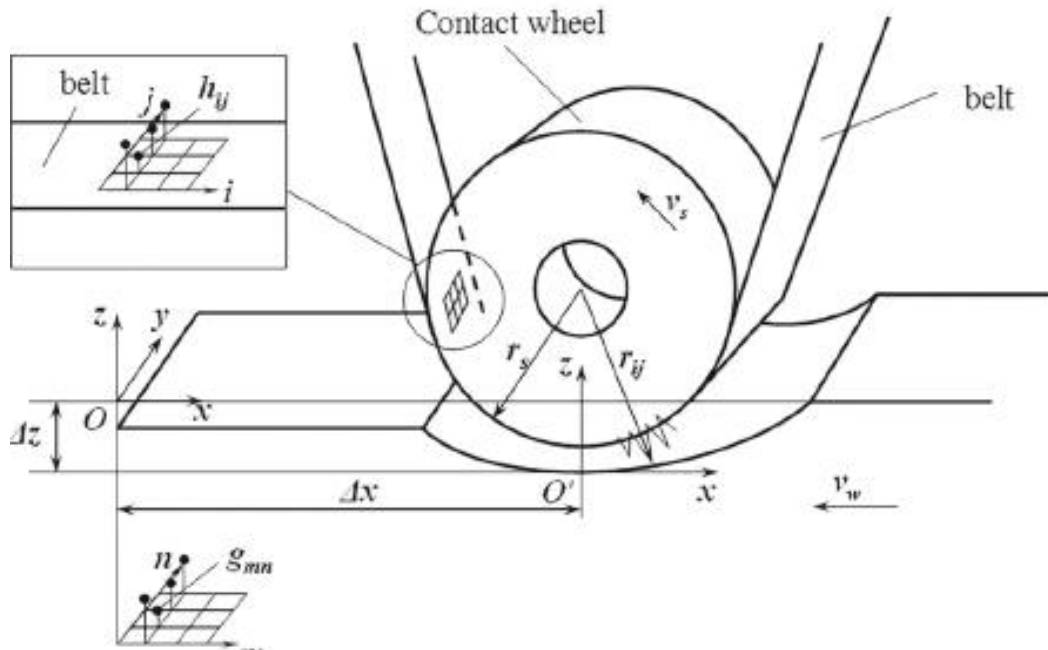


Figure 50. Schématisation du modèle de (Zou et al., 2019)

Le modèle consiste à construire numériquement une toile en utilisant les caractéristiques de rugosité mesurées sur une toile réelle. La Figure 51 compare la surface de toile mesurée et la surface numérique utilisée lors de la simulation.

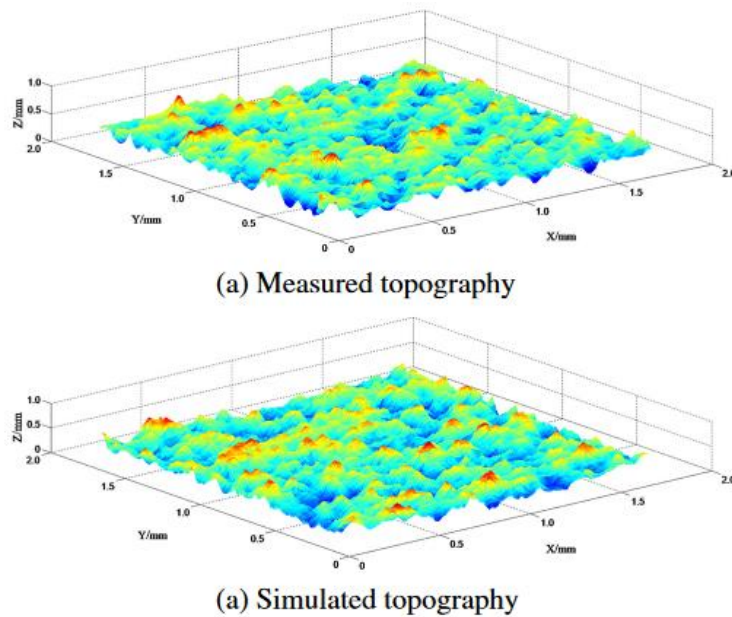


Figure 51. (a) surface de toile mesurée et (b) surface de toile numérique

Celle-ci est représentée par un champ de vecteur qui se déplace selon la cinématique. L'interaction entre le champ de grains et celui de la pièce génère la surface simulée. Cette interaction est considérée comme un enlèvement de matière booléen. Ceci permet de générer des topographies numériques comme l'illustre la Figure 52.

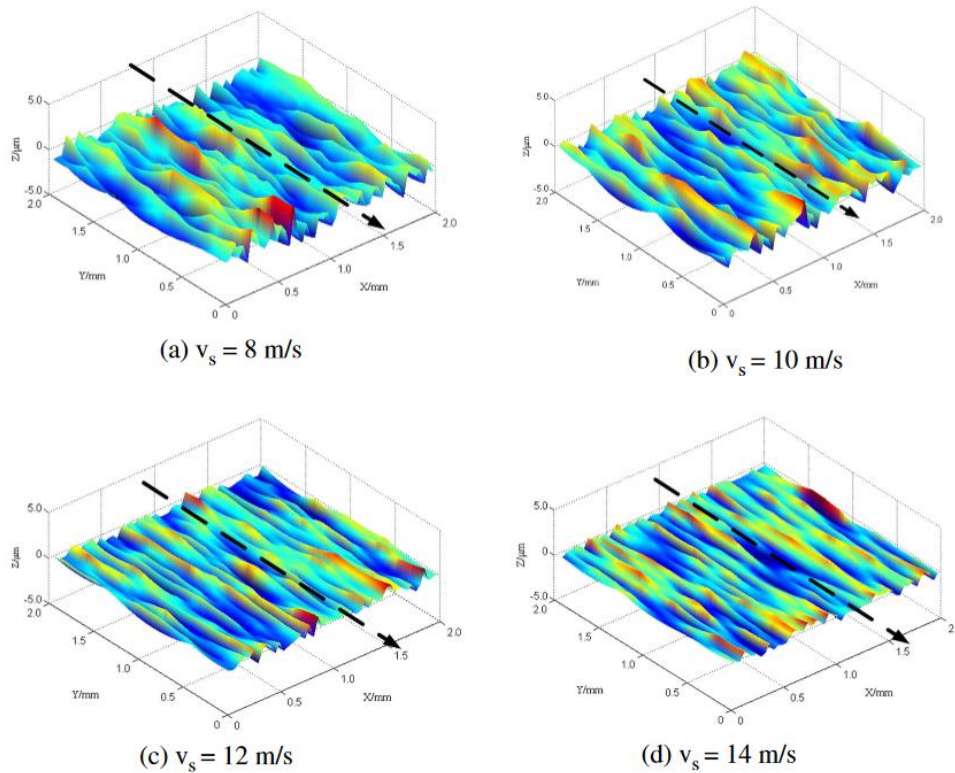


Figure 52. Topographies simulées pour différentes vitesses selon (Zou et al., 2019)

Les valeurs moyennes de rugosités  $R_a$  simulées paraissent proches des valeurs moyennes de rugosités  $R_a$  expérimentales comme le montre la Figure 53. La même tendance expérimentale a été observée. Cela a été attribué au temps de contact entre les grains et la pièce. Ce dernier a été réduit avec l'augmentation de la vitesse ce qui a impliqué une rugosité plus basse.

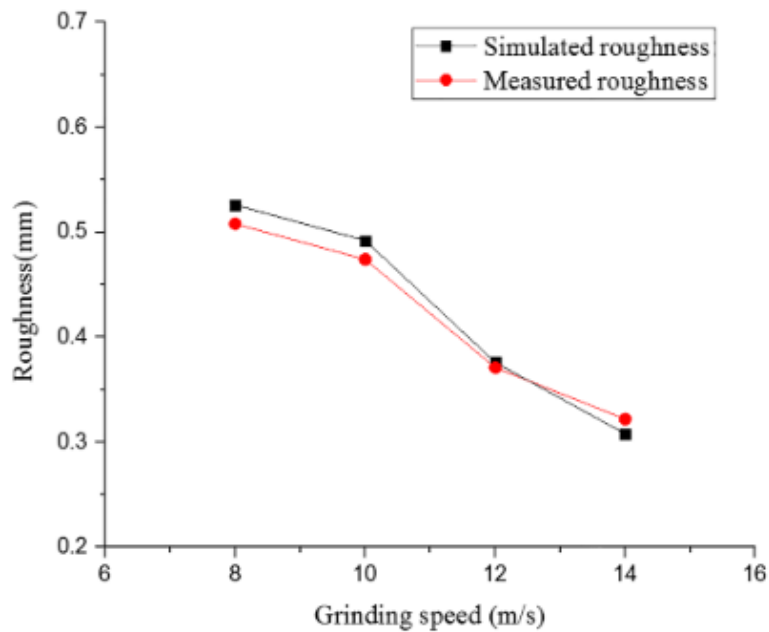


Figure 53. Comparaison de la rugosité simulée et mesurée en fonction de la vitesse de rectification (Zou et al., 2019)

D'autre part, (Wang, Li and Fan, 2018) se sont intéressés à la simulation de la rugosité générée par la rectification à la toile abrasive.

A travers une mesure de toile initiale (Figure 54 (1)), (Wang, Li and Fan, 2018) proposent d'extraire une zone d'intérêt qui correspond à la hauteur des grains actifs lors du procédé comme présenté en Figure 54 (2). Cette zone d'intérêt correspond à l'ensemble des parties de grains indentés dans la pièce.

Dans la zone de contact, chaque section transversale est projetée le long de la direction de rectification. L'enveloppe supérieure est gardée pour générer le profil pièce à chaque tour.

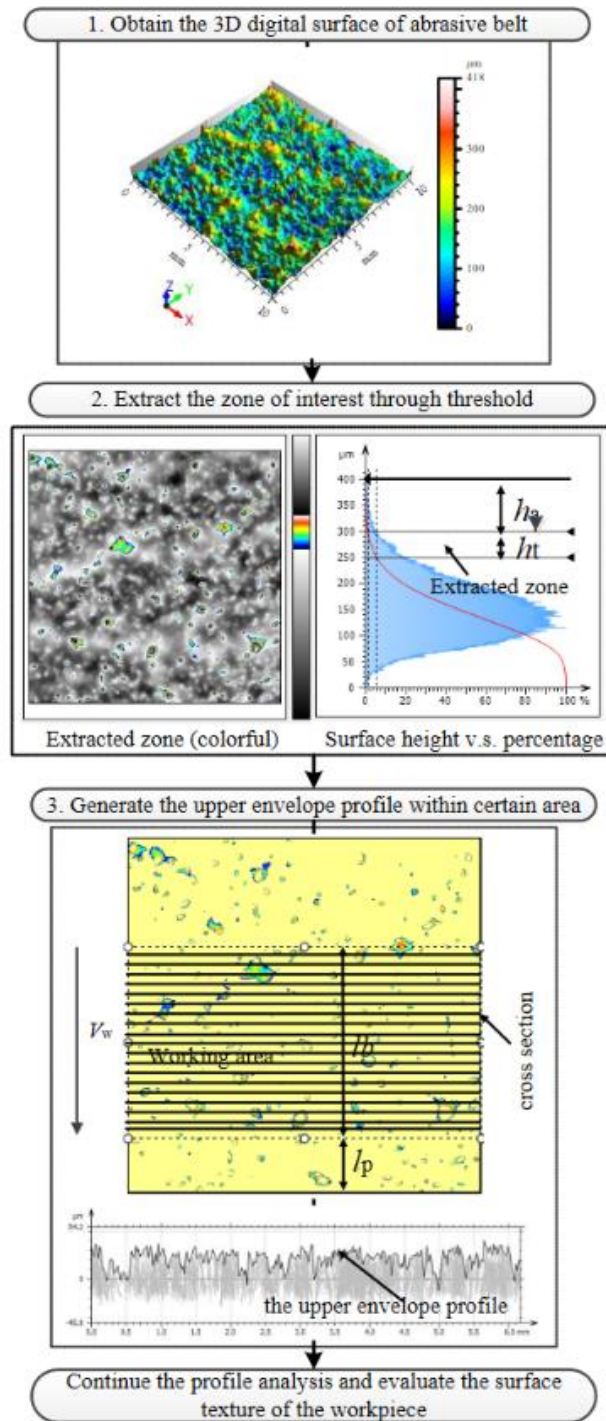


Figure 54. Synopsis du modèle de (Wang, Li and Fan, 2018)

Un enlèvement de matière booléen est appliqué dans la zone de contact entre les grains actifs et la pièce. Cet enlèvement de matière est schématisé dans la Figure 55.

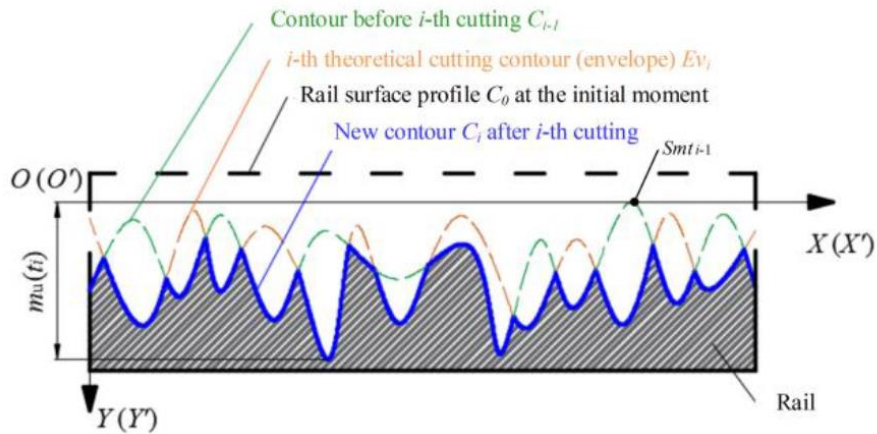


Figure 55. Enlèvement de matière booléen selon (Wang, Li and Fan, 2018)

Cette étude propose une méthode de modélisation de la rugosité générée lors de la rectification à la toile. Par contre elle ne compare à aucun moment les rugosités simulées aux rugosités expérimentales. (Wang, Li and Fan, 2018) se sont focalisés sur l'étude de l'influence de la hauteur d'usure de l'abrasif, de la profondeur de coupe et de la longueur de contact sur la rugosité  $R_a$ .

## 2.3 CONCLUSIONS

Le toilage est un procédé de super finition caractérisé par l'interaction de plusieurs paramètres du procédé. Ce procédé a été principalement étudié expérimentalement, plus précisément sur l'effet des paramètres du procédé sur l'intégrité de surface.

L'étude expérimentale du toilage a montré que la topographie de surface générée dépend principalement de la taille de grains. Ainsi une augmentation de la taille de grains implique une augmentation de la rugosité moyenne  $R_a$ . Ensuite, cette topographie de surface générée est influencée par les paramètres locaux tel que : la pression de contact moyenne, la durée de contact effective entre un grain et la surface, et le nombre de grains actifs dans la zone de contact. Ces paramètres locaux sont directement liés aux paramètres de toilage : la durée de toilage, la force de contact, la dureté du galet, la vitesse d'avance de la toile, la lubrification ... Les conclusions suivantes ont été proposées :

- L'augmentation de la force de contact ou la diminution de la dureté du galet implique une amélioration de la rugosité générée.
- L'utilisation d'une vitesse d'avance de toile faible génère de meilleures surfaces.
- La fréquence d'oscillation ne semble pas avoir un impact sur la rugosité générée.
- Une durée de toilage asymptotique (durée minimale pour atteindre une topographie asymptotique) existe pour chaque combinaison de paramètres de toilage.

Des études ont permis de conclure que le toilage introduit des contraintes résiduelles de compression sur une profondeur de 10  $\mu\text{m}$ . De plus, le procédé de toilage ne permet pas de supprimer la couche blanche créée lors du tournage dur, sauf à toiler pendant des durées importantes et non compatibles avec une production en grande série (contexte automobile). A contrario, il permet de générer une surface homogène et stable dans le temps.

Pour la modélisation de la topographie de surface générée par les procédés abrasifs, une revue des procédés cinématiques a été présentée. La majorité des études s'appuient sur un outil abrasif numérique reconstruit à partir des paramètres de rugosités de l'outil abrasif mesuré. En contrepartie, dans le cas de (Joliet and Kansteiner, 2013; Joliet, Kansteiner and Kersting, 2015; Kersting, Joliet and Kansteiner, 2015) utilise un outil abrasif mesuré. Cette mesure est répliquée à l'aide de miroirs pour obtenir l'outil numérique. Ces études en majorité ont considéré un enlèvement de matière booléen. Ainsi, la rugosité générée dépend principalement de l'indentation de l'outil abrasif dans la pièce. Cette indentation est soit déterminée par un modèle de copeaux non coupés, soit expérimentalement. Ces études se sont principalement intéressées à la simulation de l'allure de la surface finale. Ils se sont aussi penchés sur la simulation d'un des paramètres de rugosité génériques ( $R_a$  ou  $R_z$ ).

Bien que certains concepts présentés ci-dessus inspirent notre étude, plusieurs spécificités du processus de toilage (galet élastique souple, régénération continue des grains) devront être gardées à l'esprit lors de la modélisation.

A travers cette étude bibliographique, les besoins ont été identifiés. Il convient d'étudier expérimentalement l'effet des paramètres de toilage sur la topographie de surface dans le cadre de notre matériau et nos conditions. Le chapitre 3 se focalisera sur l'étude expérimentale du toilage. Il s'intéressera à l'effet des paramètres dominants en toilage (taille de grains, force de toilage, lubrification, dureté du galet) sur la topographie de surface. Une ouverture sur l'effet du toilage sur les contraintes résiduelles sera aussi présentée dans ce chapitre.

Ensuite, un modèle de simulation de toilage à l'échelle mésoscopique sera présenté en Chapitre 4. Ce modèle s'appuie sur l'utilisation d'une mesure de toile réelle. Une grande importance est accordée à la mesure de toiles vu leur utilisation. Le but de cette partie sera de présenter une méthodologie de mesure des topographies de toiles, et de vérifier que cette dernière est bien représentative de la toile abrasive. Une étude sur la mesure des toiles suivie par une étude statistique sur les paramètres de rugosités d'une toile et la

répercussion sur la rugosité générée est présentée en Annexe. Le modèle de simulation de toilage à l'échelle mésoscopique est présenté. Ce modèle ainsi que les simulations associées sont présentés en Chapitre 4.

Le chapitre 5 s'intéressera à l'alignement des grains de la toile pour le modèle. Une comparaison des méthodologies de réalignement des grains est proposée, suivie par des simulations de toiles avec des grains alignés.

Finalement, le chapitre 6 introduira un deuxième modèle 2D. Ce modèle est une adaptation du modèle développée initialement présenté en Chapitre 4. Les résultats de simulation de ce modèle seront présentés et comparés aux résultats expérimentaux.

## 3

## ANALYSE EXPERIMENTALE DU TOILAGE

Ce chapitre présente l'ensemble des études expérimentales conduites lors de cette thèse sur le toilage d'un acier cémenté 27MnCr5. Le matériau des échantillons testés (section 3.1), le banc expérimental et les conditions testées (section 3.2) sont présentés. Ensuite, les méthodes de mesure de l'intégrité de surface sont présentées (section 3.3). À noter, que pour l'intégrité de surface, notre étude se focalisera sur la topographie de surface et les contraintes résiduelles (la dureté et la microstructure ne sont pas étudiées). Enfin, une analyse des résultats expérimentaux est effectuée (section 3.4). Elle présente l'effet de paramètres du procédé de toilage sur l'intégrité de surface.

### Sommaire :

<b>3.1 ECHANTILLONS DE L'ETUDE .....</b>	<b>72</b>
3.1.1 GAMME DE FABRICATION DES ARBRES DE BOITES DE VITESSES AUTOMOBILES.....	72
3.1.2 GAMME DE FABRICATION DES ECHANTILLONS DE L'ETUDE .....	75
<b>3.2 BANC EXPERIMENTAL DE TOILAGE.....</b>	<b>76</b>
3.2.1 PARAMETRES DE TOILAGE.....	78
<b>3.3 METHODES DE MESURE DE L'INTEGRITE DE SURFACE DES PIECES .....</b>	<b>80</b>
3.3.1 STRATEGIE DE MESURE DE L'INTEGRITE DE SURFACE .....	80
3.3.2 MESURE ET TRAITEMENT DES TOPOGRAPHIES DE PIECES .....	82
3.3.3 MESURE DES CONTRAINTES RESIDUELLES .....	84
<b>3.4 EFFET DU TOILAGE SUR L'INTEGRITE DE SURFACE .....</b>	<b>84</b>
3.4.1 EFFETS SUR LA TOPOGRAPHIE DE SURFACE.....	85
3.4.1.1 Effet de la taille de grains.....	85
3.4.1.2 Effet des paramètres du procédé.....	93
3.4.1.3 Effet de la dureté du galet.....	99
3.4.1.4 Effet de la surface initiale de la pièce.....	106
3.4.1.5 Conclusions.....	111
3.4.2 EFFET SUR LES CONTRAINTES RESIDUELLES .....	111
3.4.2.1 Etat des contraintes résiduelles après le traitement thermique.....	111
3.4.2.2 Effet du tournage dur sur les contraintes résiduelles .....	112
3.4.2.3 Effet de la taille des grains en toilage.....	113
3.4.2.4 Effet des paramètres du procédé.....	116
<b>3.5 CONCLUSIONS.....</b>	<b>118</b>



### 3.1 ECHANTILLONS DE L'ETUDE

#### 3.1.1 Gamme de fabrication des arbres de boîtes de vitesses automobiles

Les arbres de boîte de vitesse sont au cœur de cette étude. Les surfaces cylindriques de l'arbre doivent être produites tout en respectant certaines exigences sur l'intégrité de surface (IS).

Pour l'arbre de boîte de vitesse, l'attention est portée en particulier sur la partie cylindrique ayant le plus grand diamètre ( $\Phi$  43 mm), qui est encadré en vert sur la Figure 56 (mise en évidence en couleur jaune sur la Figure 57).

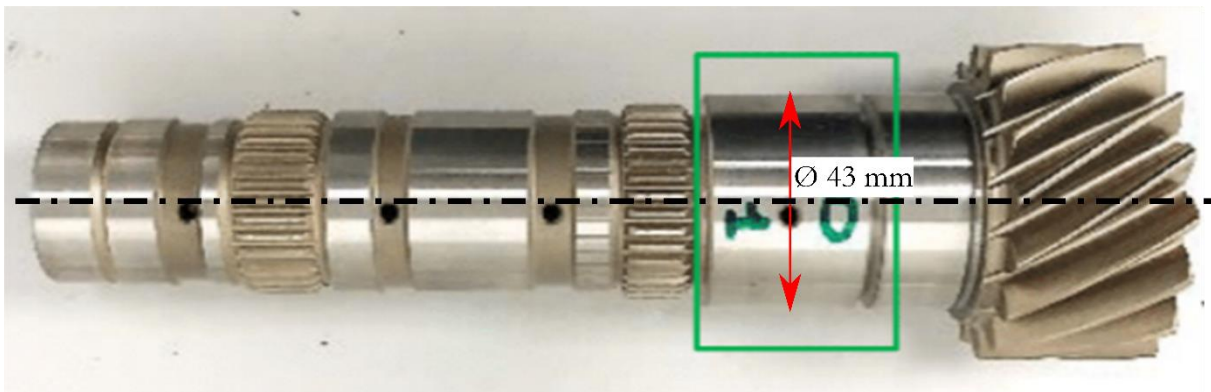


Figure 56. Arbre de boîte de vitesse [CRF] et la surface fonctionnelle étudiée

Cet arbre de boîte de vitesse est fabriqué à partir d'un acier faiblement allié 27MnCr5 dont la composition est décrite dans le Tableau 3.

Tableau 3. Composition chimique de l'acier 27MnCr5 (en masse)

C	Mn	Cr	Cu	Ti	Al	Si	S	P
0.23	1.1	1.0	<0.4	<0.01	0.015	0.1	0.025	<0.03

Les spécifications industrielles requises pour la surface cylindrique de l'arbre de boîte de vitesse sont résumées dans le Tableau 4.

Tableau 4. Spécifications du palier de l'arbre de boîte de vitesse

<b>R<sub>a</sub> max (µm)</b>	0.32
<b>Profondeur de la couche cémentée (mm)</b>	0.35-0.65
<b>Dureté de la couche cémentée (HV1)</b>	790-650
<b>Dureté au cœur (HV1)</b>	330-420

La gamme de fabrication de l'arbre d'après CRF<sup>1</sup> est illustrée par la Figure 57.

<sup>1</sup> Centro Ricerche Fiat (Centre de recherche de Fiat), Italie. <https://www.crf.it>

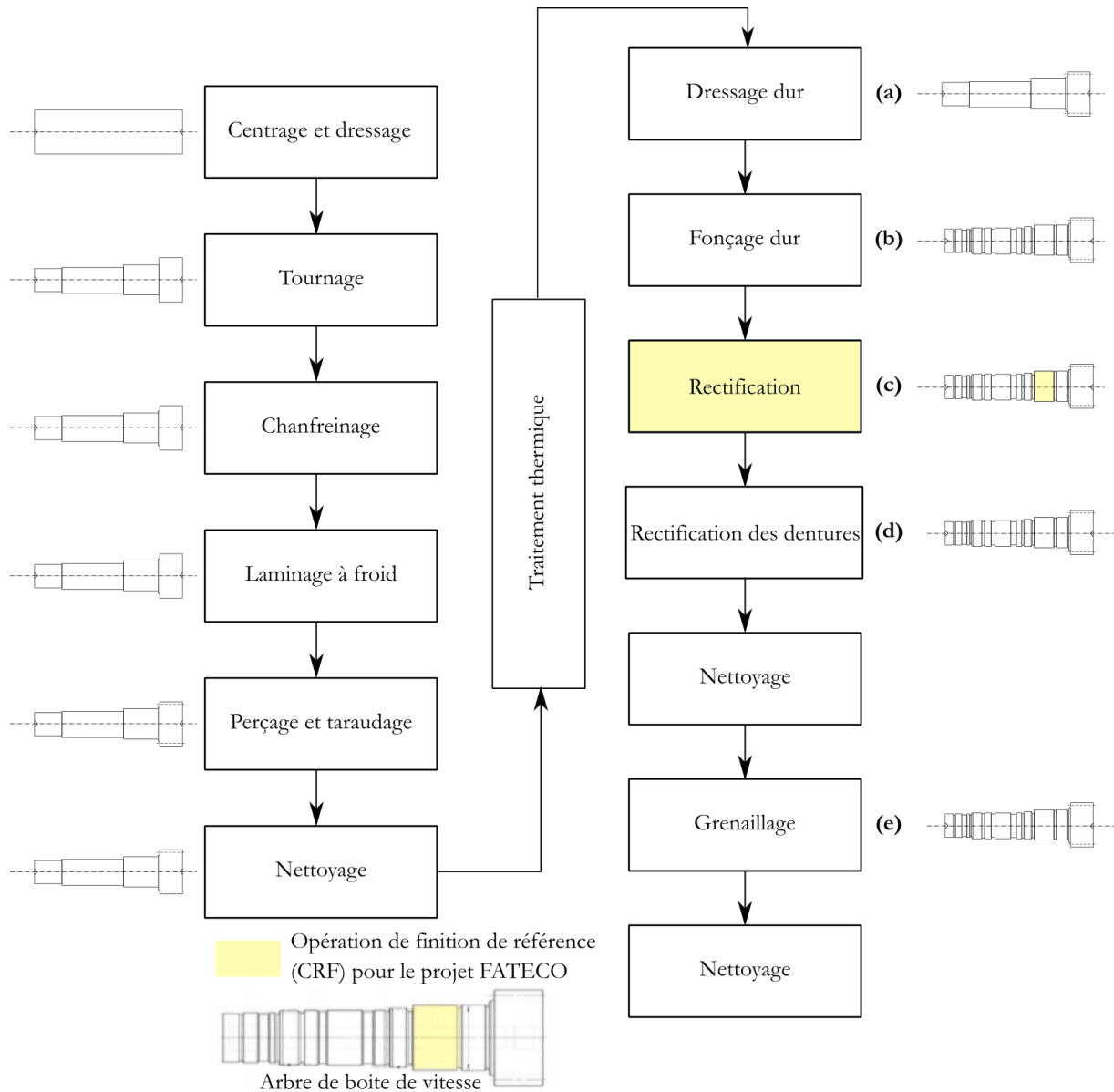


Figure 57. Gamme de fabrication des boîtes d'arbre de vitesse (Butano 2020)

La première partie de la gamme de fabrication (opérations présentées sur la colonne de gauche de la Figure 57) est une ébauche de l'arbre de vitesse. Le traitement thermique permet ensuite de remettre la dureté dans la zone imposée par le cahier des charges de CRF (650 HV à 790 HV). Le cycle de traitement thermique CRF appliqué est détaillé par la Figure 58.

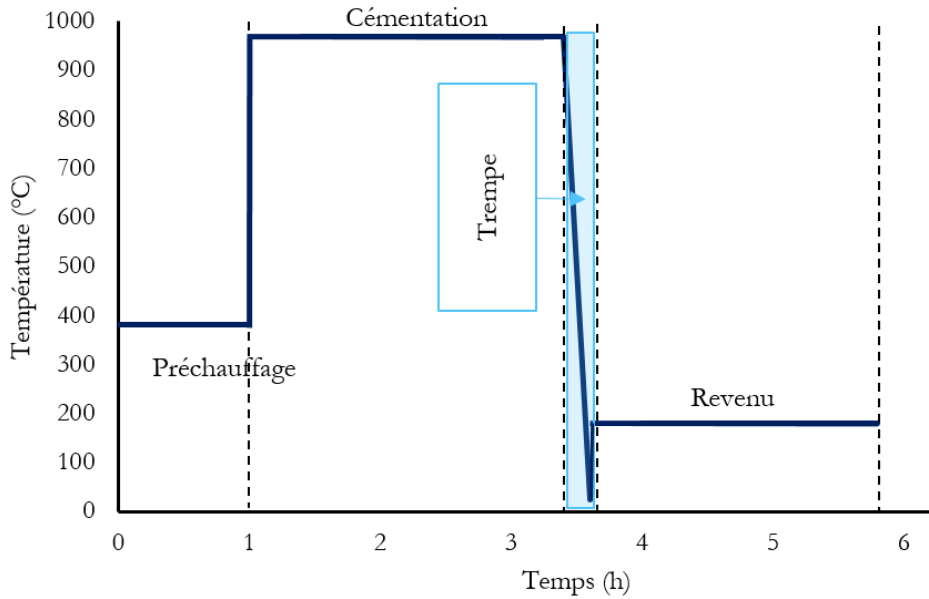


Figure 58. Schéma du traitement thermique appliqué par CRF

Le cycle se décompose en plusieurs étapes : un préchauffage pendant 1 h à 380 °C est réalisé. Il est suivi par un chauffage à 970 °C pendant 2.5 h. Ensuite, un refroidissement haute pression (trempe) sous azote a lieu, réduisant la température de 970 °C à la température ambiante en 12 minutes. Finalement, l'arbre de transmission subit un revenu à 180 °C pendant 2 h.

Ce cycle permet de générer une couche cémentée uniforme sur toutes les surfaces de la pièce, tout en augmentant la dureté du matériau pour résister à l'usure en fonctionnement. La couche affectée par le cycle s'étend sur une profondeur d'environ 1.5 mm comme présenté sur la Figure 59.

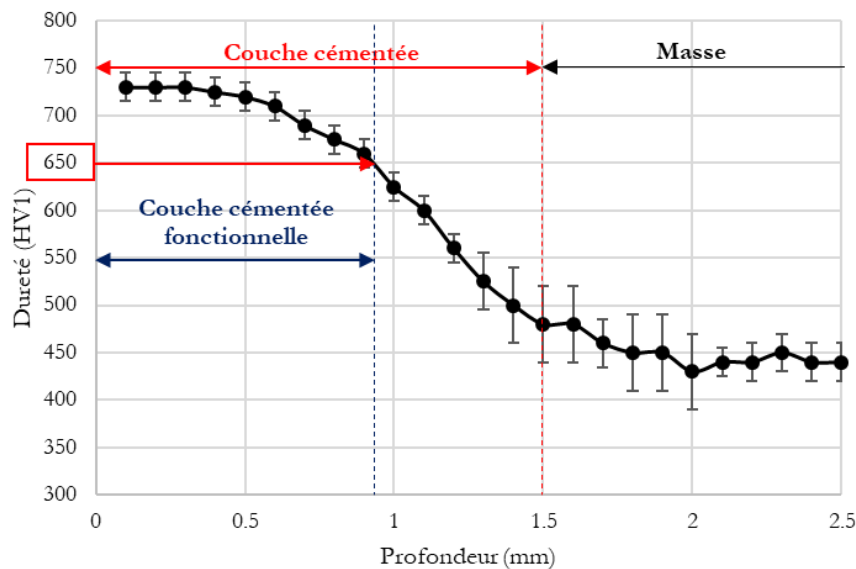


Figure 59. Profondeur maximale d'enlèvement de matière (couche cémentée) en fonction du critère de dureté

Les premiers 0.95 mm de la couche affectée respectent les exigences du cahier des charges (dureté comprise en 650 et 790 HV) : il s'agit de la couche cémentée fonctionnelle comme présenté sur la Figure 59.

Lors de la fabrication des échantillons de l'étude, il est donc nécessaire de s'assurer que l'enlèvement de matière ne soit pas supérieur à la profondeur de la couche cémentée fonctionnelle. Au-delà de cette profondeur la pièce finie est non conforme car elle ne respecte pas les spécifications industrielles présentées en Tableau 4.

La deuxième partie de la gamme de fabrication des arbres (opérations présentées sur la colonne de droite de la Figure 57) inclut un ensemble d'opérations permettant d'obtenir un arbre de boîte de vitesses fonctionnel. Pour cela, une opération de dressage (Figure 57(a)) intervient juste après le traitement thermique. Elle est suivie par une opération de fonçage (Figure 57 (b)). S'ensuit, l'étape de finition des surfaces cylindriques, qui consiste en une opération de rectification. Puis, une rectification des dentures d'engrenage. Enfin une opération de grenailage (sur la partie cylindrique) permet d'introduire des contraintes résiduelles de compression.

### 3.1.2 Gamme de fabrication des échantillons de l'étude

Dans le contexte du projet FATECO, le but est de proposer des alternatives au procédé de rectification (étape c surlignée en jaune en Figure 57) utilisé industriellement pour la finition des arbres de boîtes de vitesse. Pour cela, le projet étudie la possibilité de remplacer la rectification par la combinaison d'une opération de tournage dur et du toilage. L'étude expérimentale ne portera pas sur de vrais arbres de boîte de vitesse mais plutôt sur des barres cylindriques (Figure 60), ayant le même diamètre que la pièce réelle. L'approvisionnement en matière traitée thermiquement (selon le cycle présenté) s'effectue auprès des usines FIAT.

L'étude se porte sur les zones illustrées en jaune sur la Figure 60 (b). Ces zones sont séparées par des gorges. La prise de pièce est faite sur la partie mise en évidence en vert sur la Figure 60 (b). Chaque zone permettra d'étudier l'effet d'un des paramètres du procédé.

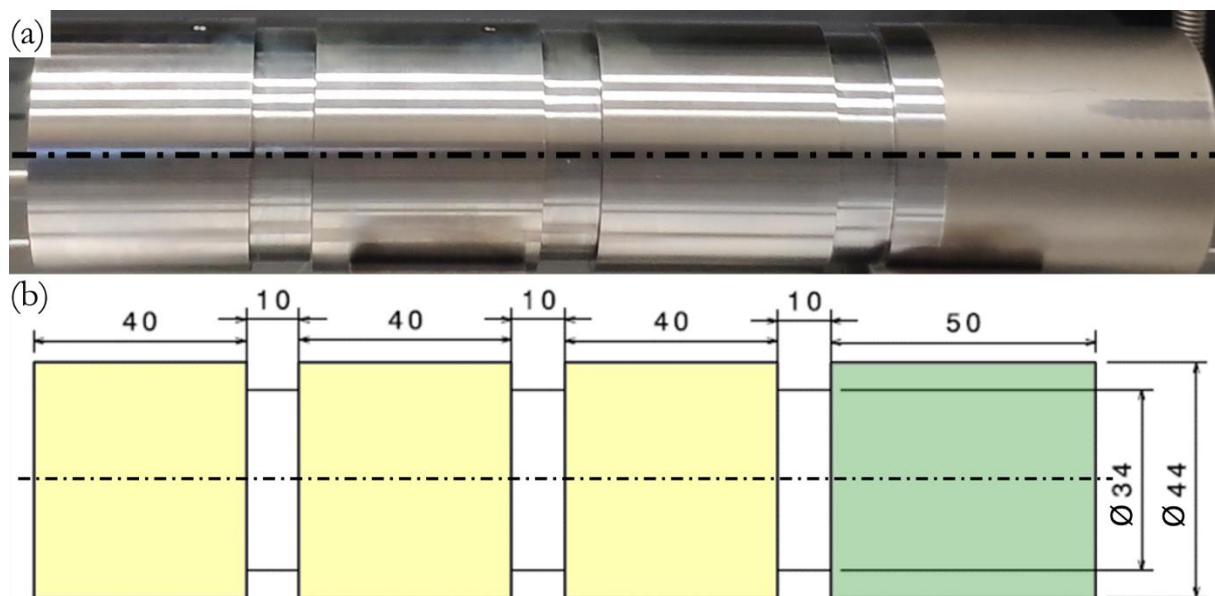


Figure 60. (a) pièce cylindrique utilisée pour les essais (b) dessin côté de la pièce

La gamme de fabrication des échantillons étudiés est donc présentée en Figure 61.

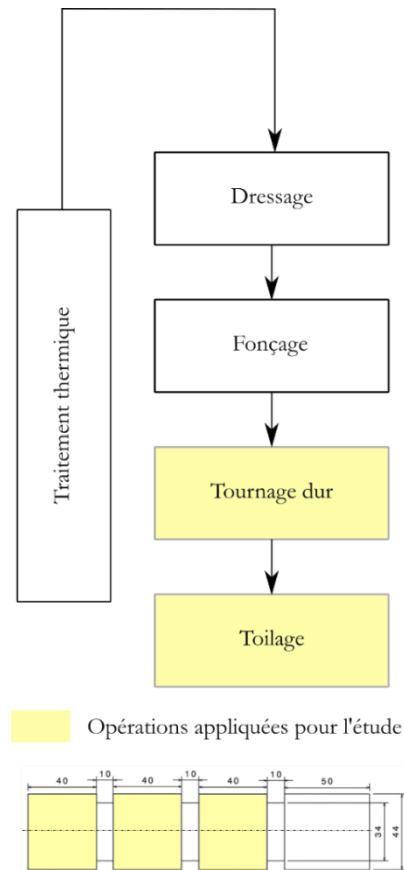


Figure 61. Gamme de fabrication pour la finition des barres cylindriques

Les barres préparées par CRF jusqu'à l'étape du dressage arrivent ensuite au laboratoire. Après l'opération de fonçage, la première opération est le tournage dur. Des études préliminaires ont permis de déterminer les conditions de tournage dur permettant d'obtenir une intégrité de surface optimale (Rech and Moisan, 2003; Han *et al.*, 2022). Ces conditions sont les suivantes :

- Plaquette neuve : CNMG 120408 WF 1115 de Sandvik<sup>2</sup>
- Vitesse de coupe,  $V_{c(\text{tournage dur})}$ : 80 m/min.
- Avance,  $f$ : 0.1 mm/tr.
- Profondeur de coupe,  $a_p$ : 0.2 mm (passe d'ébauche) et  $a_p$ : 0.15 mm (passe de finition)
- Mode de lubrification : sec

## 3.2 BANC EXPERIMENTAL DE TOILAGE

D'après (Han *et al.*, 2022), cette opération de tournage dur permet d'atteindre une rugosité  $R_a$  d'environ 0.43  $\mu\text{m}$ . Dans le but de répondre aux exigences industrielles listées dans le Tableau 4 un procédé de finition est donc nécessaire pour réduire la rugosité. Le procédé étudié dans ce manuscrit est le toilage. La Figure 62 représente le tour à commande numérique CMZ<sup>3</sup> TC25 Y utilisé. Dans notre cas d'étude, une toileuse SUPFINA<sup>4</sup> 210 représentée en Figure 63 est fixée au chariot inférieur du tour.

<sup>2</sup> Sandvik Coromant, Suède. <https://www.sandvik.coromant.com>

<sup>3</sup> CMZ, Espagne. <https://www.cmz.com/fr/>

<sup>4</sup> Supfina Grieshaber GmbH, Allemagne. <https://www.supfina.com>

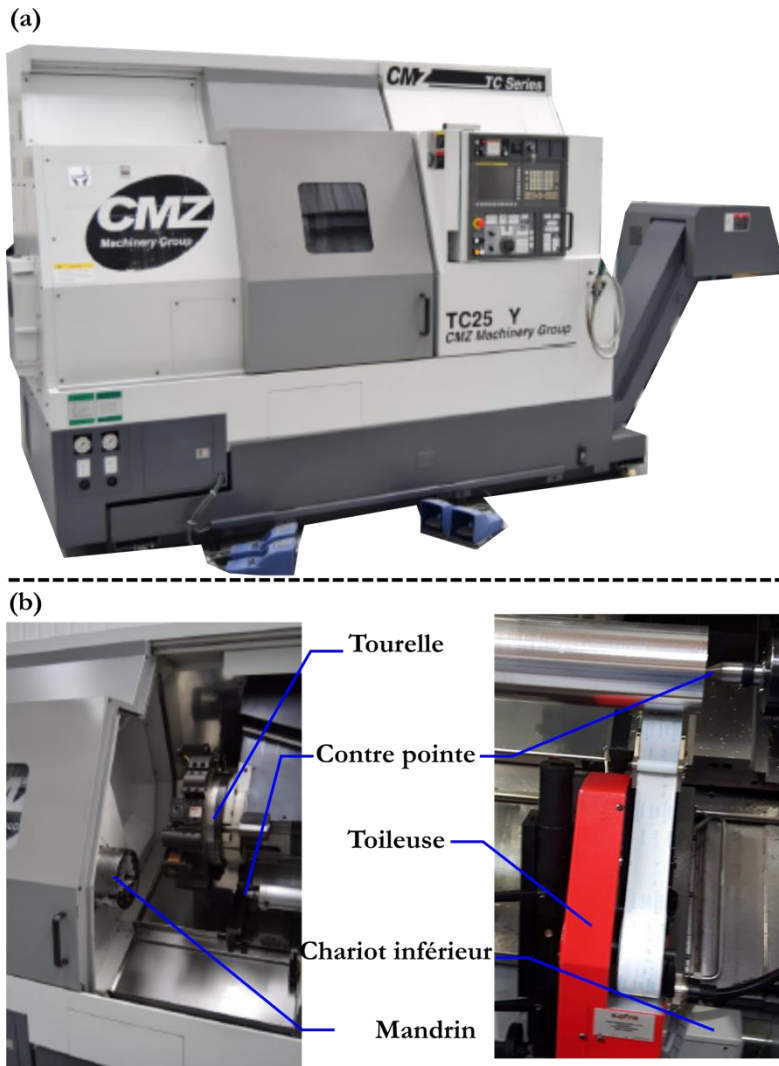


Figure 62. (a) tour numérique et (b) ces composants [CMZ]

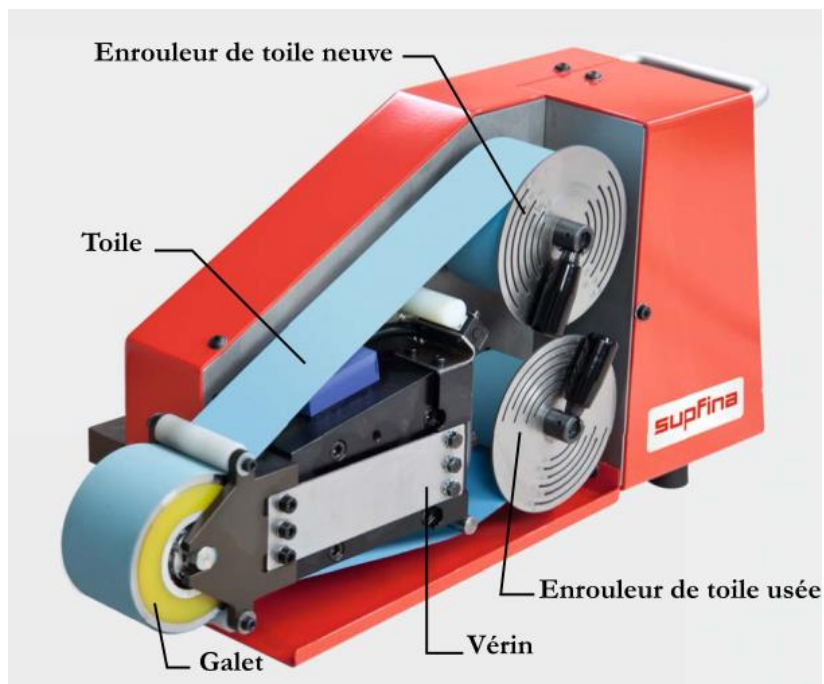


Figure 63. Composants d'une toileuse SUPFINA 210

Les essais de toilage ont été réalisés grâce à l'installation présentée en Figure 64. Cette configuration déjà présentée au chapitre 1 est utilisée pour l'étude.

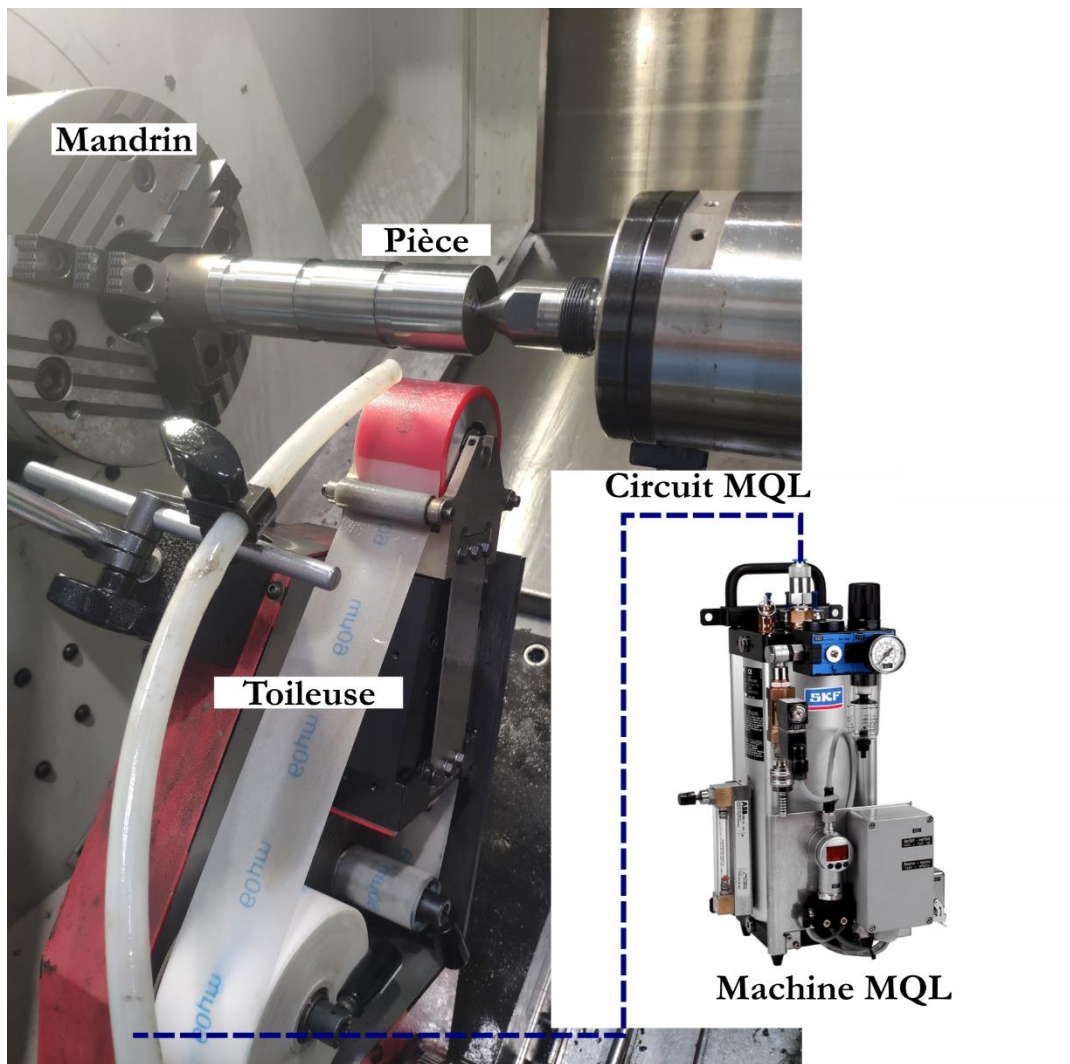


Figure 64. Banc expérimental de toilage

### 3.2.1 Paramètres de toilage

L'ensemble des études ayant traitées de l'effet du toilage sur l'intégrité de surface (chapitre 2) ont conclu que ce procédé conduit à une réduction de la rugosité. Elles ont constaté que les paramètres les plus influents sont la toile abrasive et le galet élastomère. Ces paramètres dit paramètres 'méthode' sont difficiles à changer en production. En ce qui concerne les paramètres dit 'machine' (ou paramètres procédé), que l'on définit comme les paramètres que l'on peut modifier au pied de la machine, il a été mis en évidence que la force appliquée  $F_n$  et la vitesse d'avance de la toile  $V_{\text{toile}}$  sont les paramètres les plus influents sur l'état de surface.

Comme rappelé dans le chapitre 2, le toilage induit une réduction rapide de la rugosité jusqu'à atteindre un régime stabilisé, que l'on peut dénommer '**signature**'. C'est ce régime qui intéresse l'industrie, ainsi que le temps pour l'atteindre. Ce temps doit être très inférieur à la cadence de production en vue d'être intégré dans une ligne de production. Sous hypothèse d'une cadence de 1500 pièces par jour ( $1 \text{ j} = 86400 \text{ s}$ ), et d'un rendement synthétique de 80%, cela implique de produire une pièce toutes les 46 s ( $=86400/1500*0.8$ ). En tenant compte d'un temps de chargement/déchargement de la machine de 15 s, cela implique que le toilage doit s'opérer en moins de 30 s. Afin de suivre l'évolution de la topographie de surfaces toillées, il a donc été décidé d'évaluer la topographie des surfaces toutes les 10 s pendant une durée totale d'au moins 30 s. En

pratique, nous avons suivi l'évolution pendant 60 s afin d'avoir des résultats plus larges que notre cas industriel d'étude.

L'objectif de la thèse est de développer un modèle de prédiction de la topographie de surface 'signature' et des paramètres de rugosité associés. L'étude expérimentale portera principalement sur l'effet des paramètres 'méthode' (**Outil** : toile et galet élastomère) et des paramètres 'machine' les plus influents tels que la force de toilage et la lubrification (**Conditions de coupe**).

Le reste des paramètres est maintenu fixe en tenant compte des conclusions de la bibliographie et des résultats d'études préliminaires.

Le Tableau 5 et la Figure 65 présentent l'ensemble des paramètres utilisés pour les essais de toilage. Les paramètres fixés sont indiqués en noir ( $R_g$ ,  $l_g$ ,  $R_p$ ,  $l_p$ ,  $N_p$ ,  $V_{atole}$ ,  $f_{osc}$ ,  $A_{osc}$ ) tandis que les paramètres variables sont indiqués en bleu.

**NB** : les paramètres 'pièce' sont imposés par le cahier des charges du projet FATECO, tandis que les paramètres 'outil' et l'amplitude d'oscillation  $A_{osc}$  sont fixés par la toileuse SUPFINA.

Tableau 5. Conditions de toilage retenues pour les différentes études expérimentales (en noir les paramètres fixes et en bleu les paramètres variables)

Paramètres de toilage		Unités	Valeurs
Outil	Diamètre du galet $D_g$	(mm)	70
	Largeur du galet $l_g$	(mm)	50
	Dureté du galet	(Shore)	35-50-65-80
	Nature des abrasifs		Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>
	Taille des grains abrasifs	( $\mu$ m)	9-20-30-60-80-100
Pièce	Matériau pièce		27MnCr5 cémenté trempé (730 HV)
	Diamètre de la pièce $D_p$	(mm)	44
	Largeur de la pièce $l_p$	(mm)	40
	Rugosité initiale $R_a$	( $\mu$ m)	0.03 ou 0.47
Conditions de coupe 'machine'	Vitesse de rotation de la pièce $N_p$	(tr. min <sup>-1</sup> )	900
	Vitesse d'avance de la toile $V_{atole}$	(mm. s <sup>-1</sup> )	0.6
	Fréquence d'oscillation $f_{osc}$	(Hz)	24
	Amplitude d'oscillation $A_{osc}$	(mm)	1
	Force appliquée $F_n$	(N)	75 - 150
	Mode de lubrification		Sec ou MQL
	Temps de toilage $t$	(s)	De 10 s à 60 s

Les paramètres listés ci-dessus sont illustrés en Figure 65. Les paramètres de l'outil englobent les paramètres du galet élastomère et les paramètres de la toile. Ensuite, les paramètres de la pièce sont illustrés. Enfin, les paramètres 'machine' (les conditions de finition réglable sur la machine) représentent les paramètres du procédé réglable sur la machine.



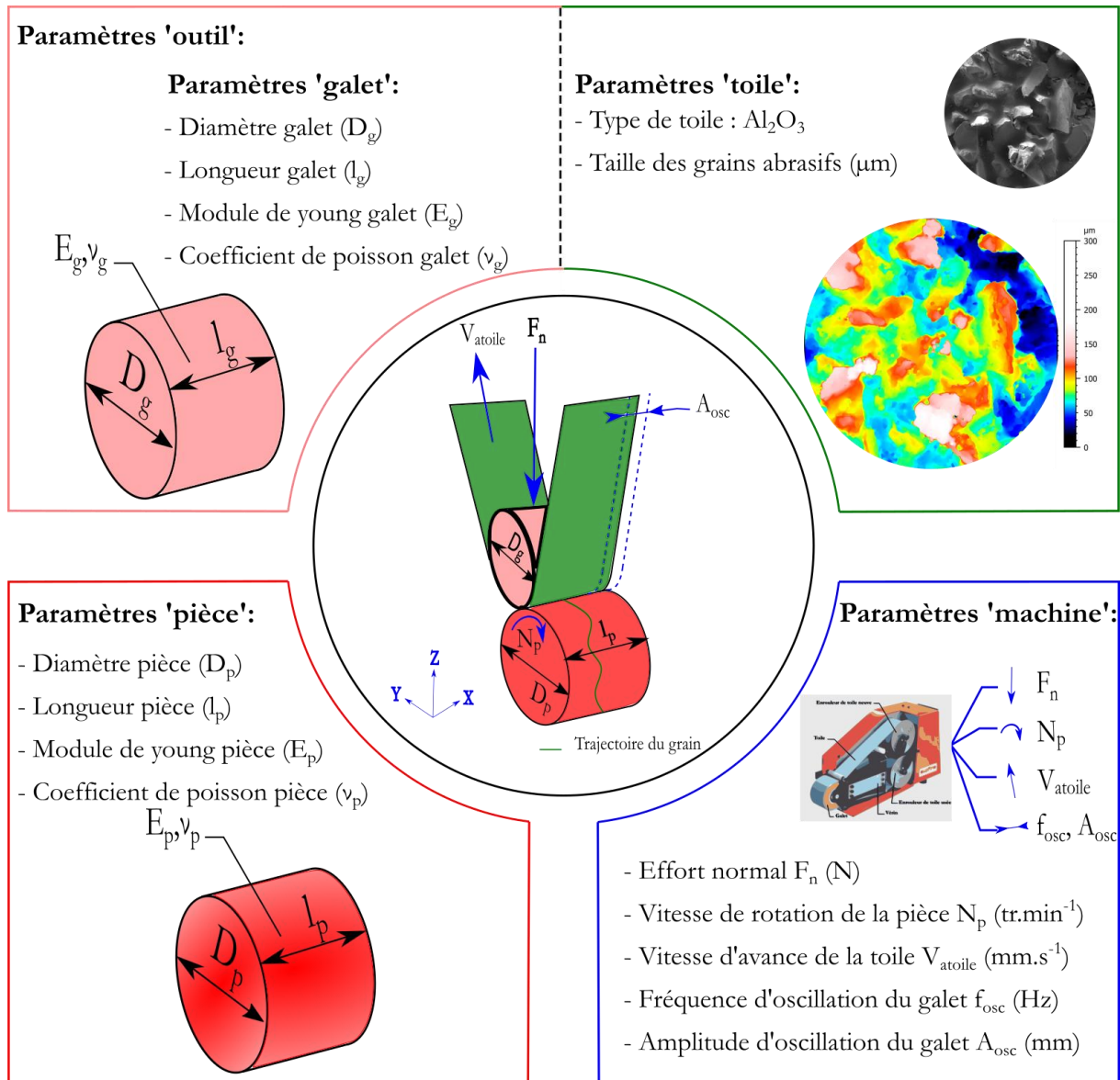


Figure 65. Illustration des paramètres de toilage.

### 3.3 METHODES DE MESURE DE L'INTEGRITE DE SURFACE DES PIECES

La finition des pièces mécaniques par toilage implique des changements dans leurs intégrités de surface. La section suivante présente la stratégie et les méthodes de mesure de cette intégrité de surface (rugosité et contraintes résiduelles).

#### 3.3.1 Stratégie de mesure de l'intégrité de surface

Dans un premier lieu, pour les rugosités générées, il était nécessaire de faire la différence entre le régime transitoire (régime pendant lequel on observe une évolution de la rugosité) et le régime permanent (la signature finale du procédé est visible à l'atteinte de ce régime). Pour cela la stratégie présentée en Figure 66 est adoptée.

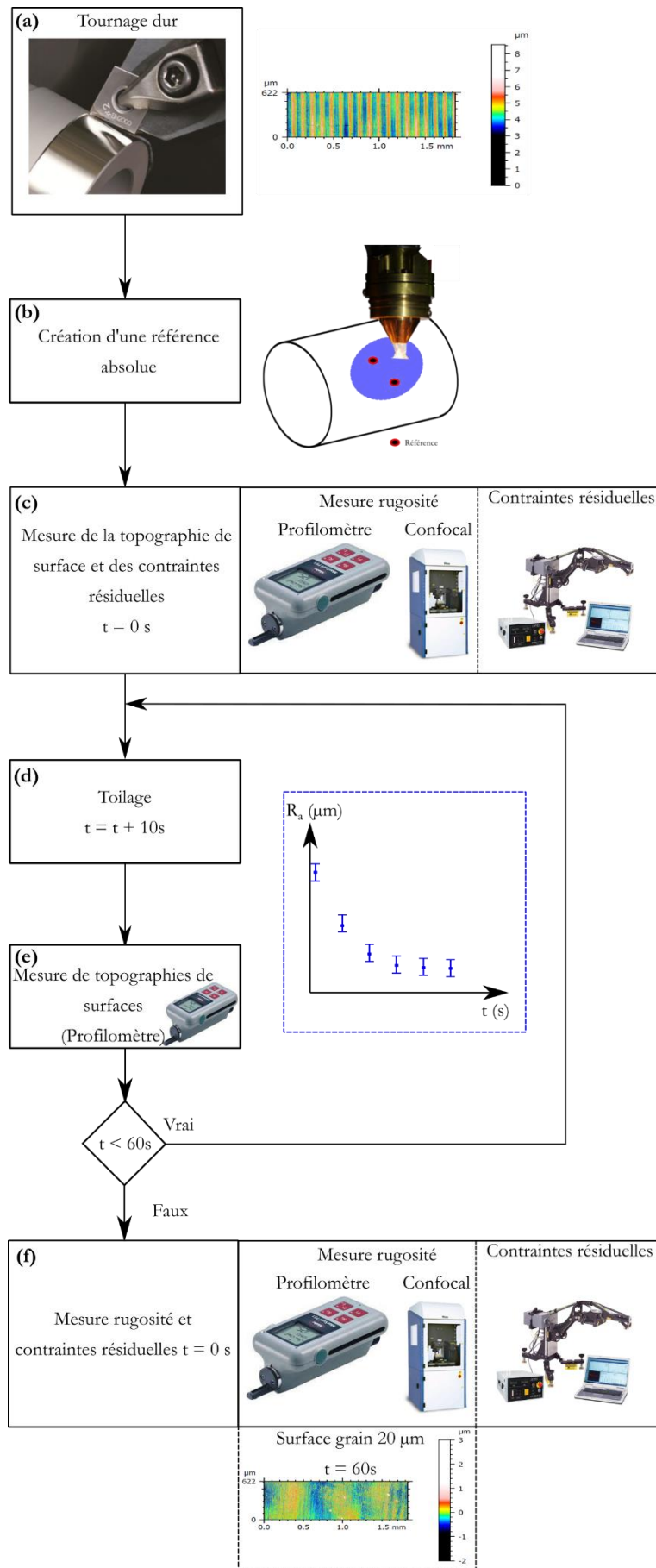


Figure 66. Stratégie adoptée lors des essais de toilage

- L'étape (a) est le tournage dur des barres en deux passes : 1 passe d'ébauche et 1 passe de finition. Suite à cette opération, une mesure du diamètre est effectuée à l'aide d'un micromètre digital (résolution : 2  $\mu\text{m}$ ) pour évaluer la profondeur enlevée durant le tournage dur.
- L'étape (b) consiste à créer une référence absolue permettant de suivre plus précisément l'enlèvement de matière du procédé de toilage. Cette référence absolue est créée grâce à un marquage des surfaces par 3 spots laser. La méthodologie et les paramètres sont détaillés en Annexe C.
- La topographie de surface (mesure de profils dits « 2D » et mesure surfacique dite « 3D ») et les contraintes résiduelles de la surface tournée dure présentées en Figure 66(c) sont ensuite mesurés avant l'opération de toilage.
- L'opération de toilage (étape(d)) est appliquée pour 60 s avec des arrêts toutes les 10 s.
- À chaque intervalle de 10 s, trois mesures de profils (sur la génératrice du cylindre) sont effectuées sur la barre (étape e). Celle-ci reste montée sur le tour à commande numérique. Ainsi l'évolution de la rugosité en toilage peut être suivie et la limite entre le régime transitoire et permanent peut être détectée.
- Au bout des 60 s de toilage, une dernière série de mesures de profils est réalisée avant le démontage de la pièce. La topographie de surface (2 mesures par condition) et les contraintes résiduelles (1 profil de contraintes résiduelles par condition) de cette dernière sont ensuite mesurées (étape (f)). L'enlèvement de matière est déterminé grâce aux mesures surfaciques des topographies initiales et finales. Ces mesures englobent les références laser.

Les sections 3.3.2 et 3.3.3 détaillent respectivement les moyens utilisés pour les mesures topographiques et de contraintes résiduelles.

### 3.3.2 Mesure et traitement des topographies de pièces

Pendant les essais de toilage, l'évolution de la rugosité a été suivie grâce à un profilomètre portatif MarSurf<sup>5</sup> PS (rayon de pointe du stylet de 2  $\mu\text{m}$  Figure 67(a)). Trois profils (longueur d'évaluation  $l_n=4$  mm) ont été mesurés pour chaque condition et à chaque pas de temps. Ces profils sont filtrés par des filtres gaussiens ( $\lambda_c=0.8$  mm et  $\lambda_s=2.5$   $\mu\text{m}$ ) selon la norme NF EN ISO 11562.

De plus les topographies des surfaces (surface initiale et surface finale) ont été obtenues grâce à un microscope confocal RTEC<sup>6</sup> (taille de mesure de 2000  $\mu\text{m}$  par 650  $\mu\text{m}$  avec une résolution latérale de 0.34  $\mu\text{m}$  et une résolution verticale de 8 nm) présenté en Figure 67(b). La forme des topographies mesurées est enlevée par un filtre polynomial d'ordre 2. Celle-ci (surface SF) est par la suite filtrée par un filtre gaussien ( $\lambda_c=0.8$  mm et  $\lambda_s=2.5$   $\mu\text{m}$ ) pour obtenir la surface finale (surface SL : équivalent surfacique du profil de rugosité).

<sup>5</sup> Mahr GmbH, Allemagne. <https://www.mahr.com>

<sup>6</sup> Rtec-Instruments, USA. <https://rtec-instruments.com>

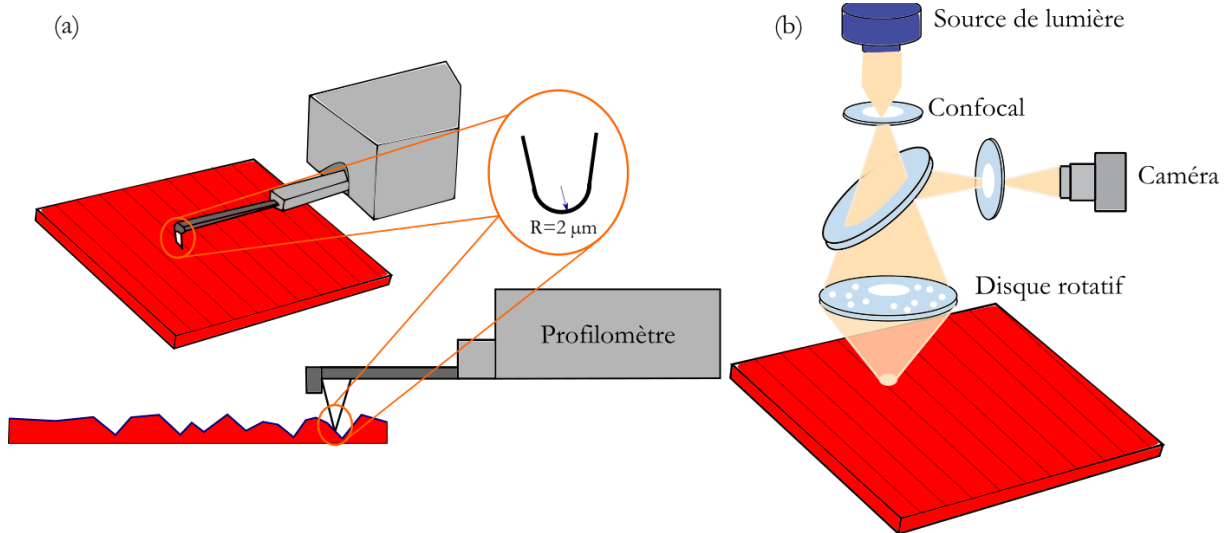


Figure 67. Schéma de principe du: (a) profilomètre, (b) confocal (adapté de (Leach, 2011))

Le logiciel Mountains Map<sup>7</sup> 8.2 a été utilisé pour appliquer les filtres aux mesures topographiques brutes. Il a aussi permis d'analyser les différents profils, surfaces et les paramètres de rugosités correspondants.

A partir de profils de longueur 4 mm, les paramètres de rugosité  $R_a$ ,  $R_{sm}$ ,  $R_k$ ,  $R_{pk}$  et  $R_{vk}$  sont déterminés. La moyenne pour chaque condition est calculée à partir des trois profils mesurés.

Un suivi des profils primaires obtenus au microscope confocal est nécessaire en plus pour suivre et déduire l'enlèvement de matière lors du toilage. Un profil suivant l'axe **X** est tiré entre deux spots laser avant et après le toilage (Figure 68). Avant l'analyse, les deux profils sont recalés en altitude grâce à l'identification d'une zone de référence commune (fond des marques laser). Ainsi, la superposition du profil initial et du profil final recalés (Figure 68) permet de calculer l'enlèvement de matière et de mieux comprendre les résultats de la rugosité. Cet enlèvement de matière est noté  $\Delta$  tout au long de ce manuscrit.

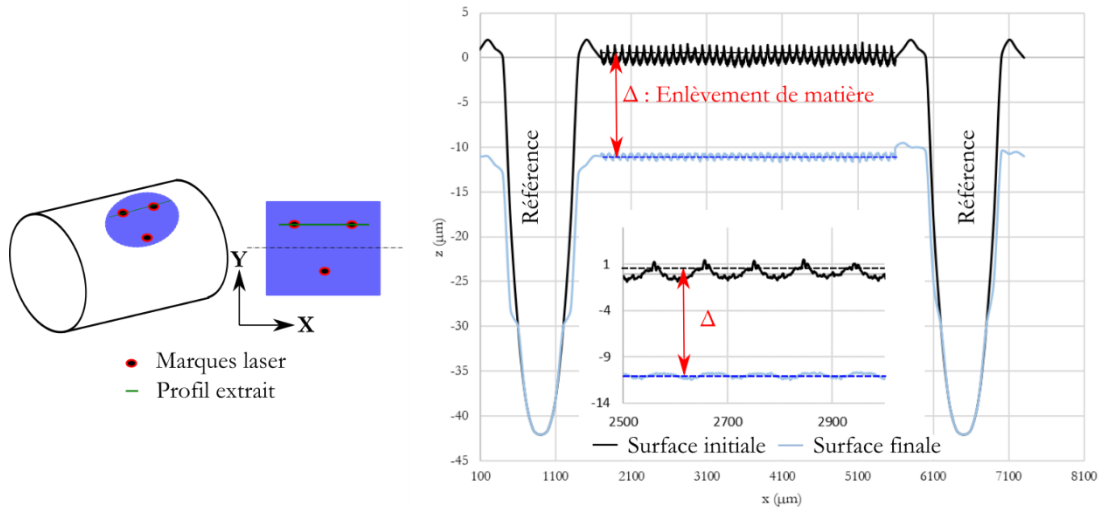


Figure 68. Schéma de principe du suivi de l'enlèvement de matière

<sup>7</sup> Digital Surf, France, <https://www.digitalsurf.com/fr>

### 3.3.3 Mesure des contraintes résiduelles

Les mesures de contraintes résiduelles ont été effectuées par la méthode de diffraction des rayons X sur une machine Proto XRD<sup>8</sup> (Figure 69). Les paramètres d'acquisition sont listés ci-dessous :

- Tube à rayon X chrome fonctionnant à 20 kV et 4 mA
- Rayonnement  $K\alpha$  observé
- Diamètre du collimateur : 2 mm
- Angle de Bragg :  $156^\circ$ , ce qui correspond au plan de diffraction  $\{2\ 1\ 1\}$

Un polisseur électrolytique a été utilisé à 5 V et 16 mA pour enlever progressivement la matière. Cet enlèvement de matière permettra de mesurer les contraintes résiduelles en profondeur.

Cette démarche de mesure étant destructive, les contraintes résiduelles ont été mesurées dans un premier lieu pour la surface initiale brute (après traitement thermique). Ceci permet de caractériser l'état initial des contraintes. Sachant que la gamme de fabrication des échantillons de l'étude adopte un tournage dur suivi du procédé de toilage, il est nécessaire de mesurer les contraintes résiduelles générées pendant le tournage dur. Finalement, en vue du caractère destructif de la méthode de mesure des profils de contraintes, il n'est pas possible de suivre l'évolution pendant le toilage, les contraintes résiduelles sont mesurées à la fin des 60 s de toilage. Un profil de contraintes résiduelles est mesuré pour chaque condition.

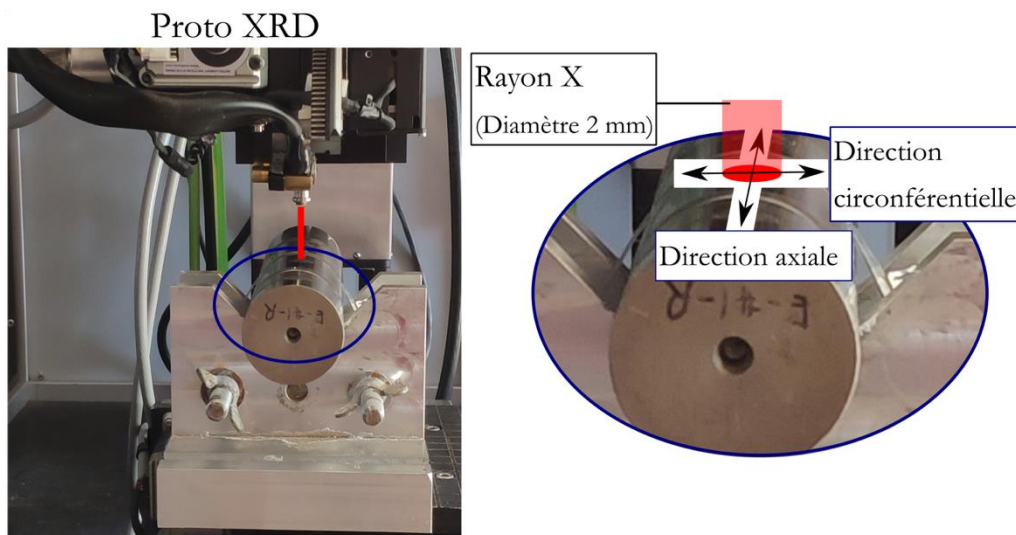


Figure 69. Configuration de mesure des contraintes résiduelles

## 3.4 EFFET DU TOILAGE SUR L'INTEGRITE DE SURFACE

Dans cette section, l'intégrité de surface (topographie de surface et contraintes résiduelles) générée par le procédé de toilage sera présentée. Différents essais sont proposés pour identifier et mieux comprendre le fonctionnement du procédé : une première partie s'intéresse à l'effet des paramètres du procédé sur la topographie de surface. Ainsi les paramètres 'outil' (paramètre de procédé), la dureté du galet et la taille de grains seront étudiés à tour de rôle. Ensuite, une étude sur l'effet des paramètres 'machine' (force de toilage et lubrification) sur les contraintes résiduelles est effectuée.

<sup>8</sup> Proto Mfg, USA. <https://www.protoxrd.com>

### 3.4.1 Effets sur la topographie de surface

Dans cette sous-section, l'effet du toilage sur la topographie de surface sera présenté. Les différentes parties représentent une étude expérimentale visant à isoler l'effet d'un des paramètres de toilage. Ainsi le Tableau 5 initialement présenté pour toute l'étude expérimentale sera mis à jour à chaque partie suivant le cas d'étude. La première partie s'intéresse à l'effet de la taille de grains sur la topographie de surface. Ensuite, l'effet des paramètres du procédé (force de toilage et lubrification) est étudié uniquement pour deux tailles de grains (30  $\mu\text{m}$  et 60  $\mu\text{m}$ ). L'effet de la dureté du galet est par la suite étudié uniquement pour le grain 30  $\mu\text{m}$ . Pour finir, une étude pour déterminer l'effet de la surface initiale de la pièce sur la rugosité générée lors du toilage est présentée.

La Figure 70 présente les paramètres de toilage étudiés dans chaque partie.

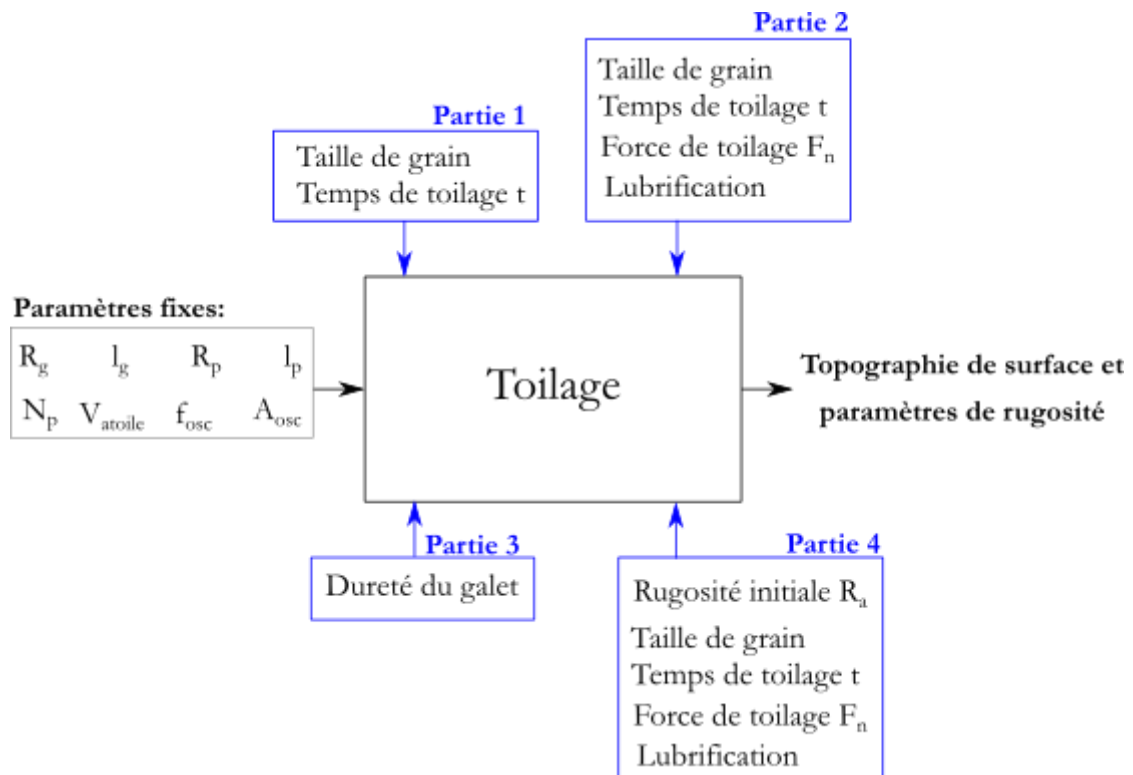


Figure 70. Stratégie d'étude de l'effet des paramètres du toilage sur la topographie de surface

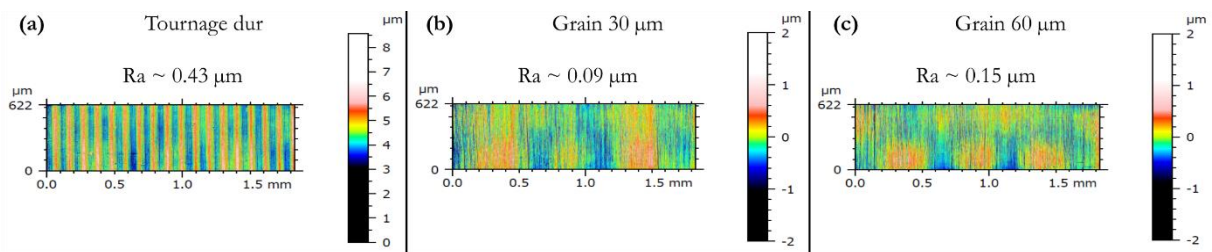
#### 3.4.1.1 Effet de la taille de grains

Cette partie s'intéresse à l'étude de l'effet de la taille de grains des toiles SUPFINA (9 – 20 – 30 – 60 - 80  $\mu\text{m}$  – 100  $\mu\text{m}$ ) sur l'évolution des topographies de surfaces. Elle s'intéresse également à l'analyse des topographies et profils finaux. Ensuite l'analyse des paramètres de rugosité finaux est effectuée. Les conditions de toilage utilisées sont présentées dans le Tableau 6.

Tableau 6. Conditions de toilage pour l'étude de l'effet de la taille de grains sur la topographie

Paramètres de toilage		Unités	Valeurs
Outil	Diamètre du galet $D_g$	( <i>mm</i> )	70
	Largeur du galet $l_g$	( <i>mm</i> )	50
	Dureté du galet	( <i>Shore</i> )	80
	Nature des abrasifs		Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>
	Taille des grains abrasifs	( $\mu\text{m}$ )	9-20-30-60-80-100
Pièce	Matériau pièce		27MnCr5 cémenté trempé (730 HV)
	Diamètre de la pièce $D_p$	( <i>mm</i> )	44
	Largeur de la pièce $l_p$	( <i>mm</i> )	40
	Rugosité initiale $R_a$	( $\mu\text{m}$ )	0.47
Conditions de coupe	Vitesse de rotation de la pièce $N_p$	( <i>tr. min</i> <sup>-1</sup> )	900
	Vitesse d'avance de la toile $V_{\text{toile}}$	( <i>mm. s</i> <sup>-1</sup> )	0.6
	Fréquence d'oscillation $f_{\text{osc}}$	( <i>Hz</i> )	24
	Amplitude d'oscillation $A_{\text{osc}}$	( <i>mm</i> )	1
	Force appliquée $F_n$	( <i>N</i> )	150
	Mode de lubrification		MQL
	Temps de toilage $t$	( <i>s</i> )	De 10 s à 60 s

Avant de passer à l'analyse de l'effet de la taille de grains, il est nécessaire de vérifier que le toilage permet d'assurer les exigences imposées par le projet FATECO. La Figure 71 présente les rugosités et les surfaces générées pour (a) le tournage dur, (b) le toilage avec le grain 30  $\mu\text{m}$  et (c) le toilage avec le grain 60  $\mu\text{m}$  au bout de 30 secondes.


 Figure 71. Surfaces et rugosités  $R_a$  générées avec les conditions sélectionnées pour le projet FATECO

Les valeurs de rugosité  $R_a$  (valeur calculée à partir de plusieurs profils extraits perpendiculairement aux stries de toilage / tournage) observées à la fin du tournage dur + toilage montrent que la combinaison des deux procédés permet d'atteindre des rugosités conforme au cahier des charges imposées lors du projet FATECO ( $R_a \text{ max} = 0.32 \mu\text{m}$ ) en moins de 30 secondes de toilage.

La Figure 72 présente l'évolution de la rugosité moyenne  $R_a$  ( $\mu\text{m}$ ) (valeur moyenne de trois profils enregistrés par le profilomètre) au cours des 60 s de toilage pour les différentes tailles de grains.

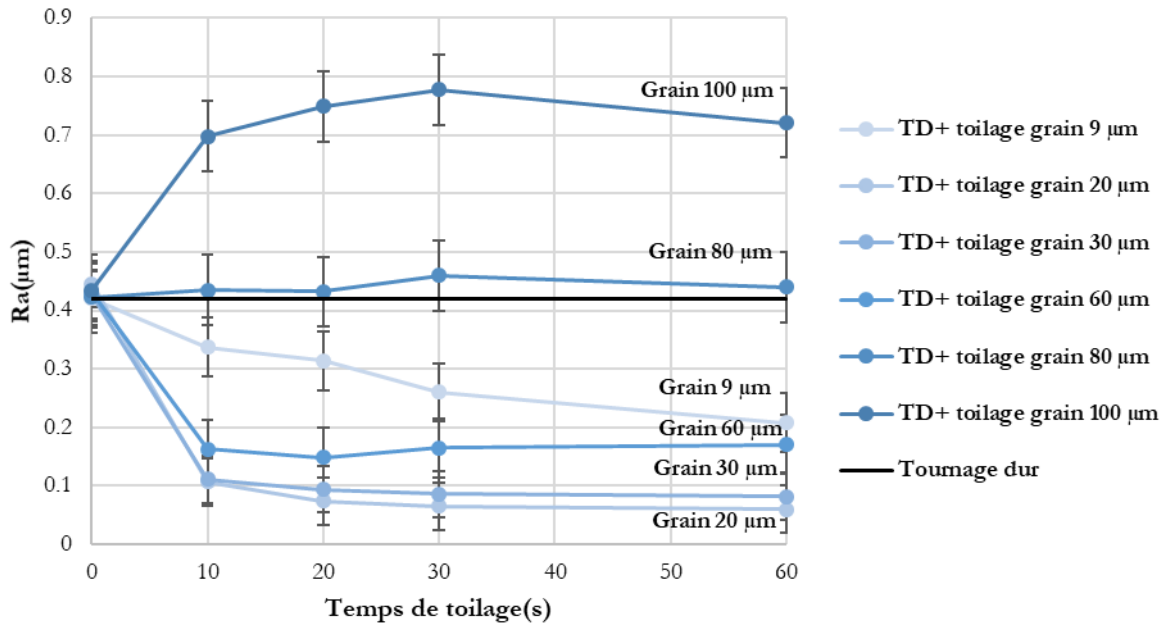


Figure 72. Evolution de la rugosité moyenne  $R_a$  pendant le temps de toilage

La rugosité moyenne initiale (rugosité de l'usinage dur) est tracée en noir ( $R_a \sim 0.43 \mu\text{m}$ ). Tout d'abord, on peut observer que les plus gros grains (100  $\mu\text{m}$  et 80  $\mu\text{m}$ ) détériorent la rugosité de la surface initiale (respectivement  $R_a \sim 0.72 \mu\text{m}$  et  $R_a \sim 0.45 \mu\text{m}$ ). Pour les plus petits grains (60, 30, 20 et 9  $\mu\text{m}$ ), la rugosité diminue progressivement puis se stabilise. La signature de la rugosité de surface du procédé est atteinte après 10 à 20 secondes, sauf pour la plus petite taille de grains de 9  $\mu\text{m}$  qui n'arrive pas à atteindre un régime stabilisé après 60 s. Il est donc mis en lumière que cette dernière toile n'est pas adaptée au présent cas industriel.

Le régime stabilisé (régime stationnaire) se caractérise par la présence de la signature du procédé de toilage.

La Figure 73 présente la topographie de surface 3D après 60 s de traitement. Sur le côté gauche, toutes les topographies de surface sont présentées avec la même échelle de couleur, tandis qu'une échelle optimisée a été sélectionnée sur le côté droit. Il est observable pour l'ensemble des grains (sauf le grain 9  $\mu\text{m}$ ) que la topographie générée est différente de celle du tournage dur. En ce qui concerne le grain 9  $\mu\text{m}$  des sillons de tournage dur sont toujours présents, ceci permet de consolider le constat précédent que ce grain n'a pas pu atteindre le régime permanent au bout de 60 s. La Figure 73 met en évidence que plus la taille de grain est grande, plus l'amplitude de la surface générée est élevée.



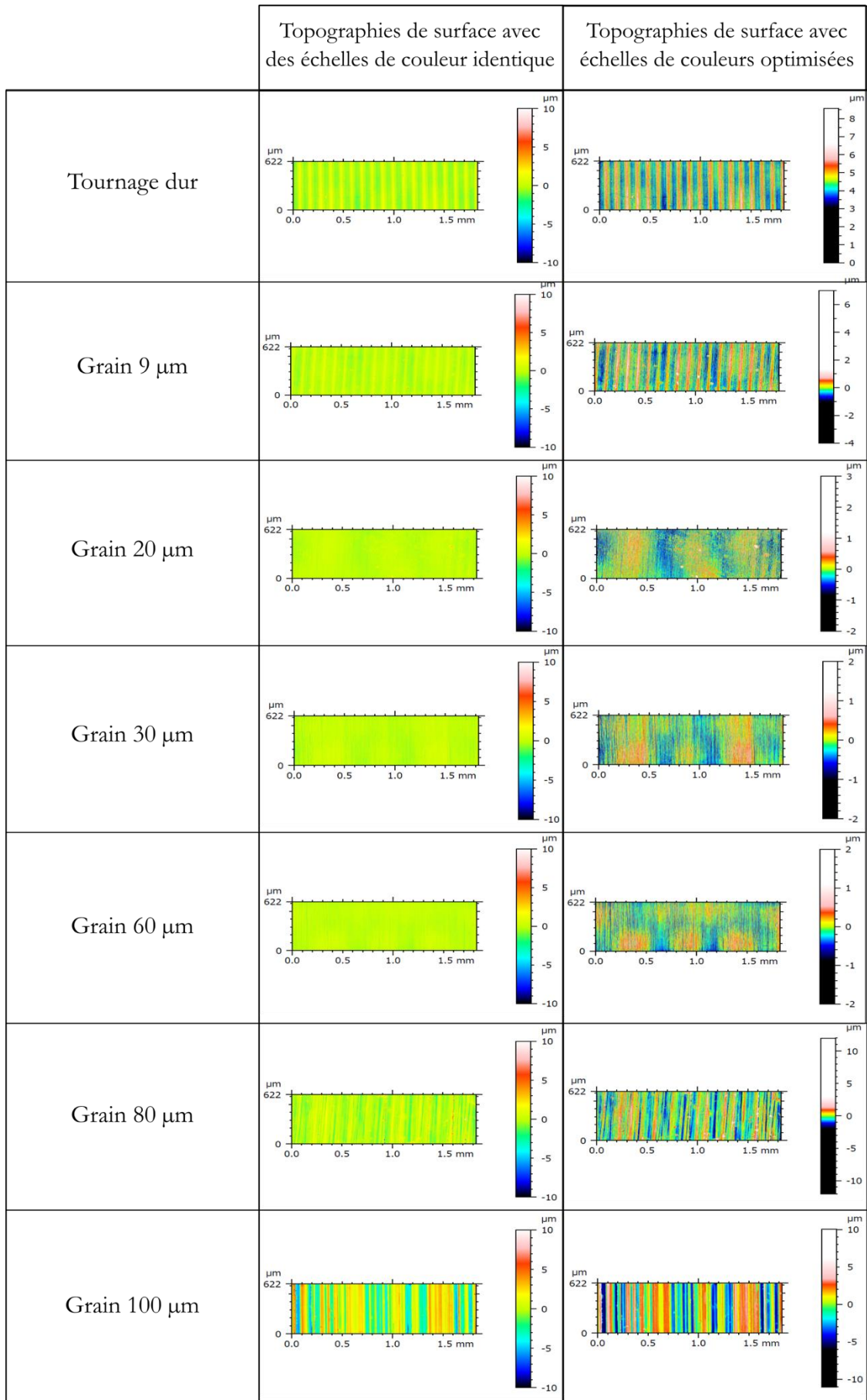


Figure 73. Surface initiale (tournage dur) et surfaces finales (au bout de 60 s) pour différentes tailles de grains

L'inspection visuelle des surfaces permet d'observer l'effet des grains sur la topographie finale. Une inspection des profils est nécessaire pour compléter l'analyse.

La Figure 74 présente une inspection visuelle des profils fins après 60 s de toilage. Concernant les grandes tailles de grain : sur la base de la Figure 74, on peut mentionner que la toile de 100  $\mu\text{m}$  génère un profil plus rugueux que le processus d'usinage dur. Pour le grain 80  $\mu\text{m}$ , la hauteur du profil est plutôt similaire à celle du tournage dur en termes d'amplitude.

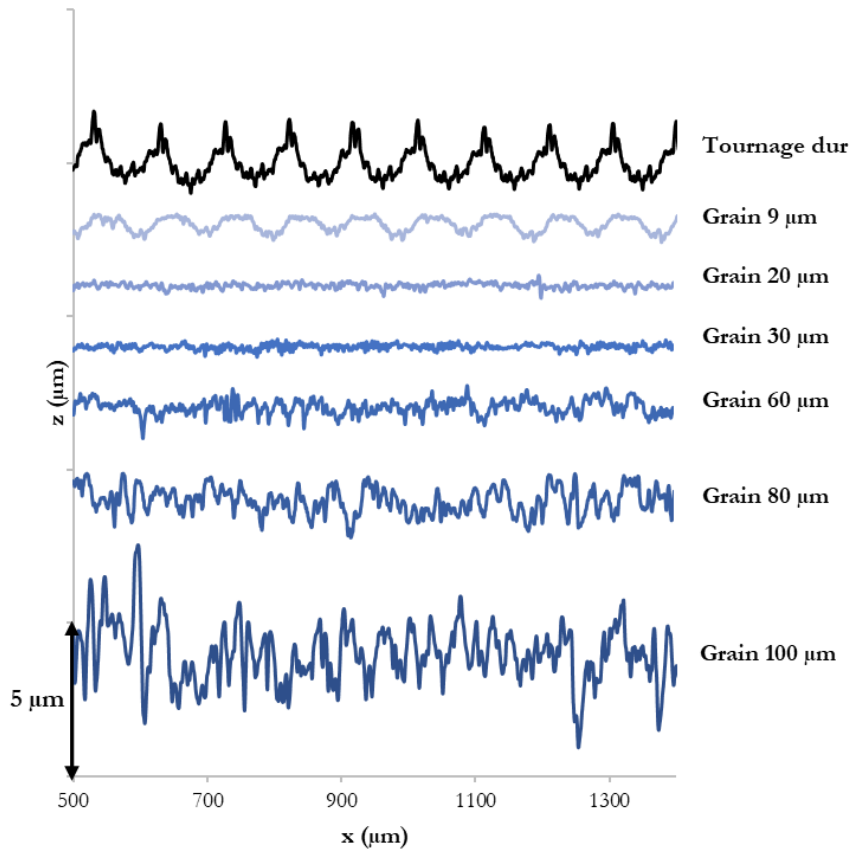


Figure 74. Exemple de profils fins de rugosité générés pour différentes tailles de grain à 60 s

Ces observations sont confirmées par l'analyse du  $R_a$  (Figure 75). Les grains de tailles inférieures éliminent complètement les marques du tournage dur également et impriment leurs propres signatures (Figure 74). De plus, les grains de 60  $\mu\text{m}$ , 30  $\mu\text{m}$  et 20  $\mu\text{m}$  diminuent l'amplitude du profil comme illustré en Figure 74. Les grains de 20  $\mu\text{m}$  et 30  $\mu\text{m}$  génèrent les profils les plus lisses. Plus la taille de grain est faible, plus la surface est lisse (sauf dans le cas de la toile 9  $\mu\text{m}$ ).

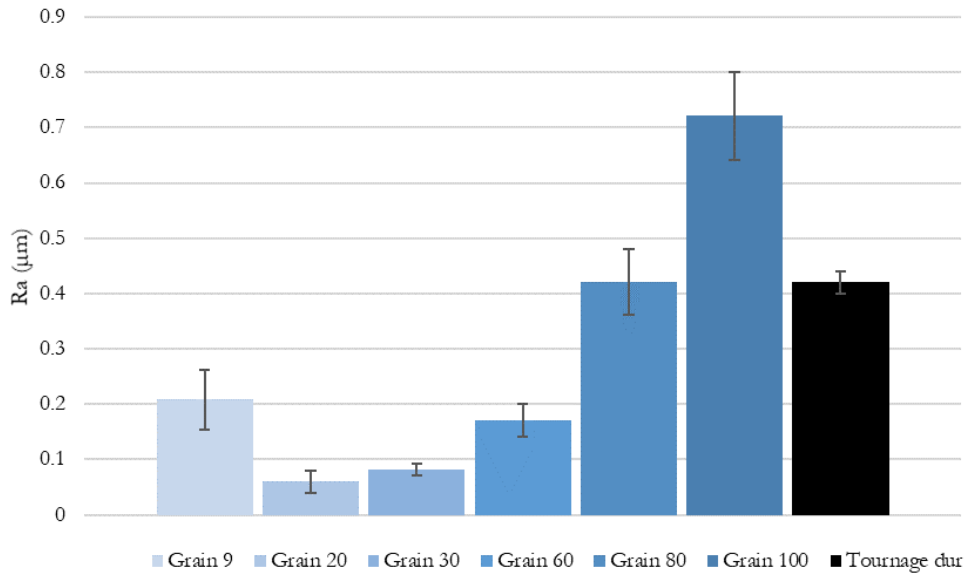


Figure 75. Rugosité moyenne  $R_a$  pour différentes tailles de grains à 60s

La rugosité  $R_a$  du grain 9 µm ne suit pas la tendance observée pour les autres grains. Pour comprendre cette différence, la Figure 76 présente la superposition du profil original et du profil induit par les grains 9 µm (a), 20 µm (b) et 100 µm (c). L'enlèvement de matière  $\Delta$  est évalué grâce aux références générées par laser.

Il apparaît clairement sur la Figure 76(a) que la toile de taille 9 µm n'est capable que d'éroder les pics du profil original, alors que les vallées ne sont pas affectées. Au contraire, les toiles de 30 µm et 100 µm suppriment le profil original et induisent leurs propres signatures.

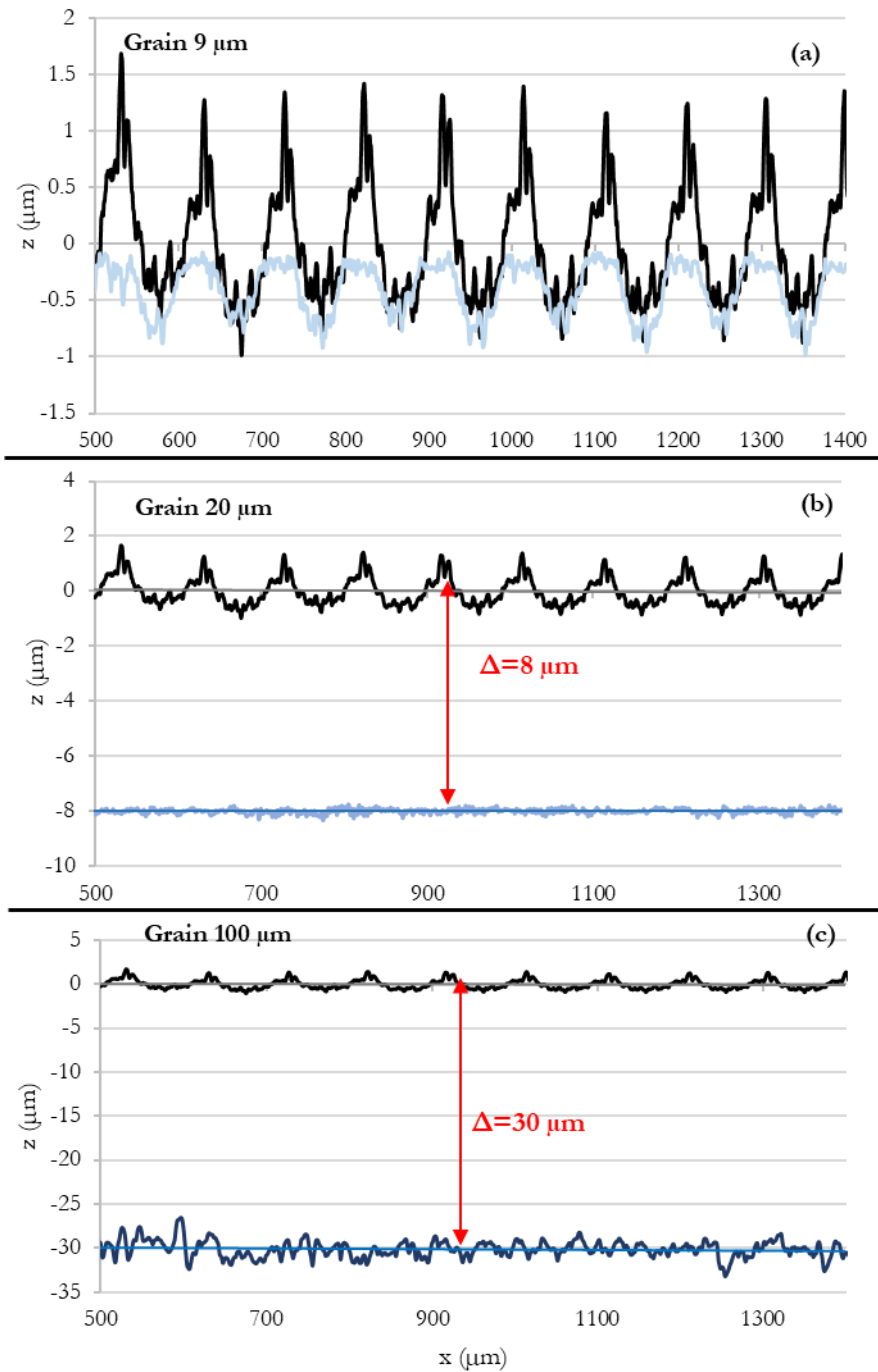


Figure 76. Profil initial et final pour: (a) Grain 9  $\mu\text{m}$  (b) Grain 30  $\mu\text{m}$  (c) Grain 100  $\mu\text{m}$

Pour compléter l'étude, une analyse du paramètre  $R_{sm}$  est effectuée. Ce paramètre correspond au pas du profil, soit la vitesse d'avance de l'outil ( $f = 0.1 \text{ mm/tr}$ ) pour le cas du tournage dur. Le paramètre  $R_{sm}$  pour la toile 9  $\mu\text{m}$  reste très élevé et proche de celui du tournage dur. Ce paramètre est indépendant de l'amplitude du profil et constitue donc un paramètre intéressant pour détecter les marques résiduelles de tournage.

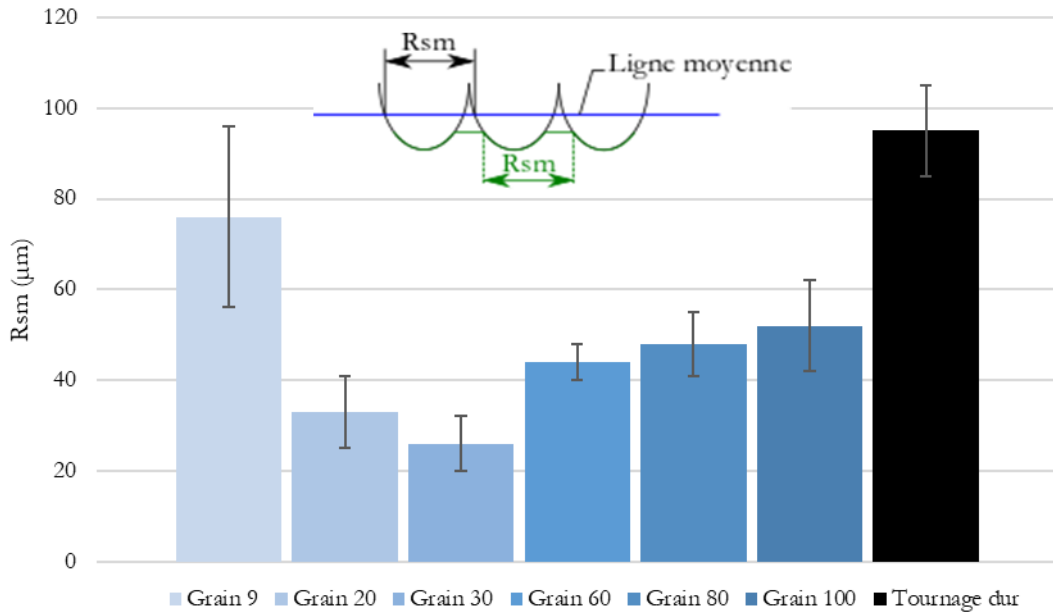


Figure 77. Largeur moyenne des éléments du profil  $R_{sm}$  pour les différentes tailles de grain à 60 s

En plus, les Figure 78, Figure 79 et Figure 80 présentent respectivement les valeurs finales de portance  $R_{pk}$ ,  $R_k$  et  $R_{vk}$  pour différentes tailles de grain. Ces paramètres sont également présentés pour la surface initiale de tournage dur. Premièrement, plus les grains sont gros, plus les pics, le corps et les vallées générés sont élevés. Cette affirmation n'est vérifiée que lorsque la signature finale du toilage est atteinte.

En effet, dans le cas de la granulométrie 9  $\mu m$ , la toile n'a affecté que la couche supérieure de la surface ( $R_{pk}$ ) illustré par la Figure 78 alors qu'elle n'a que peu affecté les couches inférieures ( $R_k$  et  $R_{vk}$ ). Dans ce cas, la signature finale n'est pas atteinte puisque le corps et les vallées du procédé précédent sont encore présents. Ceci est une fois de plus en accord avec les observations des Figure 72, Figure 74 et Figure 75.

Ces observations confirment l'intérêt de paramètres tels que  $R_k$ ,  $R_{pk}$  et  $R_{vk}$  par rapport à  $R_a$ . Ces paramètres se concentrent sur différentes portions de topographies et peuvent clairement identifier l'impact du procédé sur les différentes strates d'une surface.

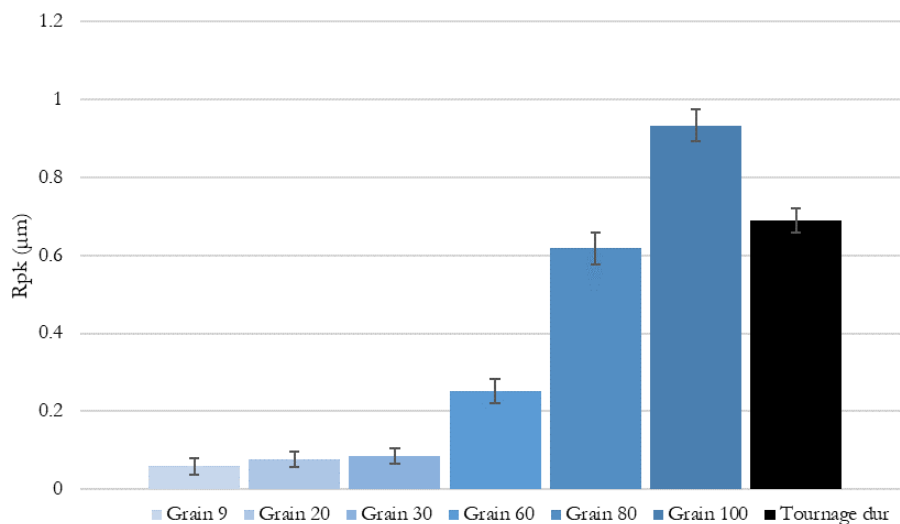


Figure 78. Hauteur de pic réduite  $R_{pk}$  pour différentes tailles de grain à 60 s

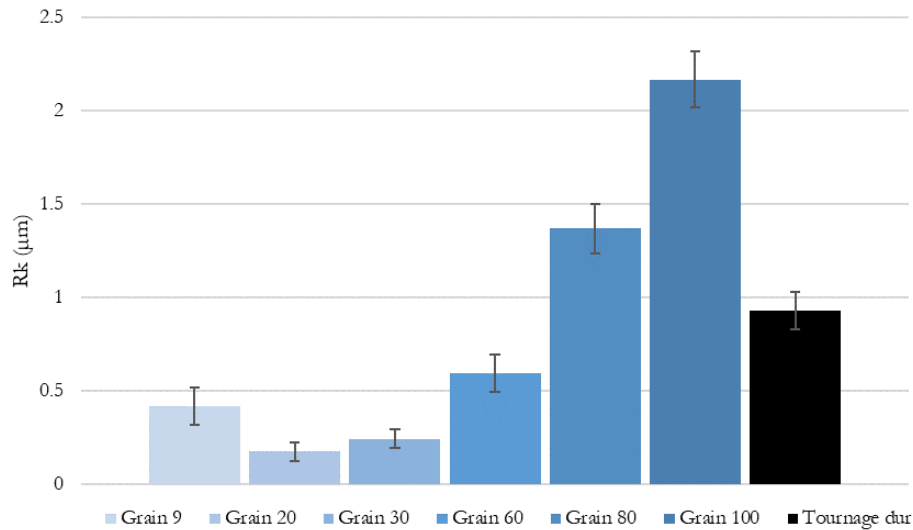


Figure 79. Profondeur de rugosité du corps  $R_k$  pour différentes tailles de grain à 60 s

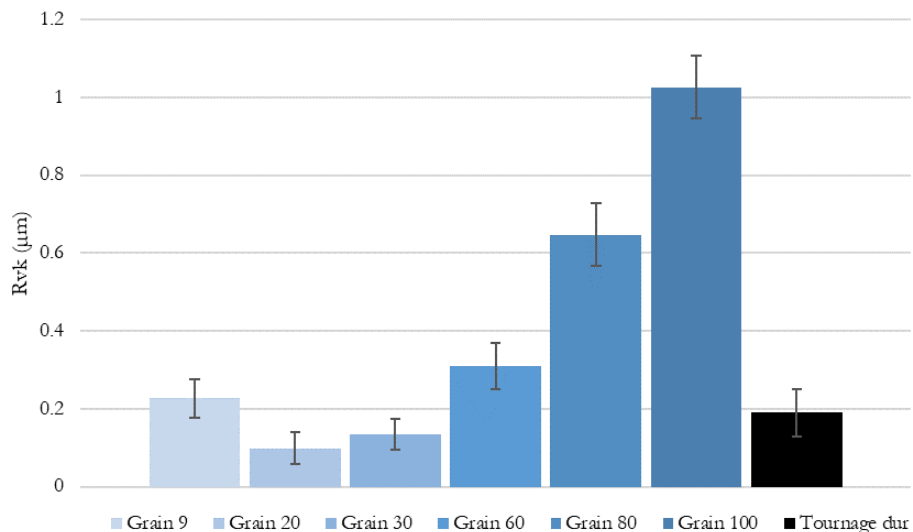


Figure 80. Hauteur de vallée réduite  $R_{vk}$  pour différentes tailles de grains à 60 s

En conclusion, la signature finale est atteinte pour les toiles 100 μm, 80 μm, 60 μm, 30 μm, 20 μm au bout de ~ 10 s, mais pas pour la toile 9 μm. De plus, la rugosité finale est plus fine pour les grains de taille inférieure (grain 20 μm et grain 30 μm).

### 3.4.1.2 Effet des paramètres du procédé

Cette partie étudie l'effet des paramètres du procédé (force et lubrification) sur la topographie de surface. L'étude se limite à deux tailles de grains (30 μm et 60 μm) pour deux niveaux de force et deux types de lubrification.

Les conditions de toilage utilisées pour cette étude sont résumées dans le Tableau 7.

Tableau 7. Conditions de toilage pour l'étude de l'effet des paramètres du procédé sur la topographie de surface

Paramètres de toilage		Unités	Valeurs
Outil	Diamètre du galet $D_g$	( <i>mm</i> )	70
	Largeur du galet $l_g$	( <i>mm</i> )	50
	Dureté du galet	( <i>Shore</i> )	80
	Nature des abrasifs		Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>
	Taille des grains abrasifs	( $\mu\text{m}$ )	30-60
Pièce	Matériau pièce		27MnCr5 cémenté trempé (730 HV)
	Diamètre de la pièce $D_p$	( <i>mm</i> )	44
	Largeur de la pièce $l_p$	( <i>mm</i> )	40
	Rugosité initiale $R_a$	( $\mu\text{m}$ )	0.47
Conditions de coupe	Vitesse de rotation de la pièce $N_p$	( <i>tr. min</i> <sup>-1</sup> )	900
	Vitesse d'avance de la toile $V_{\text{toile}}$	( <i>mm. s</i> <sup>-1</sup> )	0.6
	Fréquence d'oscillation $f_{\text{osc}}$	( <i>Hz</i> )	24
	Amplitude d'oscillation $A_{\text{osc}}$	( <i>mm</i> )	1
	Force appliquée $F_n$	( <i>N</i> )	75-150
	Mode de lubrification		Sec ou MQL
	Temps de toilage $t$	( <i>s</i> )	de 10 s à 60 s

Cette étude s'intéressera dans un premier temps à l'évolution de la rugosité  $R_a$  dans le temps. La Figure 81 illustre les résultats de cette évolution. Elle représente l'évolution de la rugosité en fonction du temps pour les deux tailles de grains (30  $\mu\text{m}$  et 60  $\mu\text{m}$ ) et pour deux conditions de forces ( $F_n=75\text{ N}$  et  $F_n=150\text{ N}$ ). Sur la Figure 81(a), les résultats des échantillons obtenus sous MQL sont représentés, tandis que la Figure 81(b) met en avant les résultats sous condition sèche. L'atteinte du régime stabilisé a lieu entre 10 s et 20 s pour l'ensemble des conditions étudiées selon la Figure 83. Lors de ce régime stabilisé, des rugosités  $R_a$  plus basses sont obtenues lors de l'application de forces supérieures. Aucune différence sur le temps d'atteinte du régime stabilisé n'est observable sur les différents cas étudiés. De plus, le pas de temps choisi ne permet pas d'observer avec détail le régime transitoire.

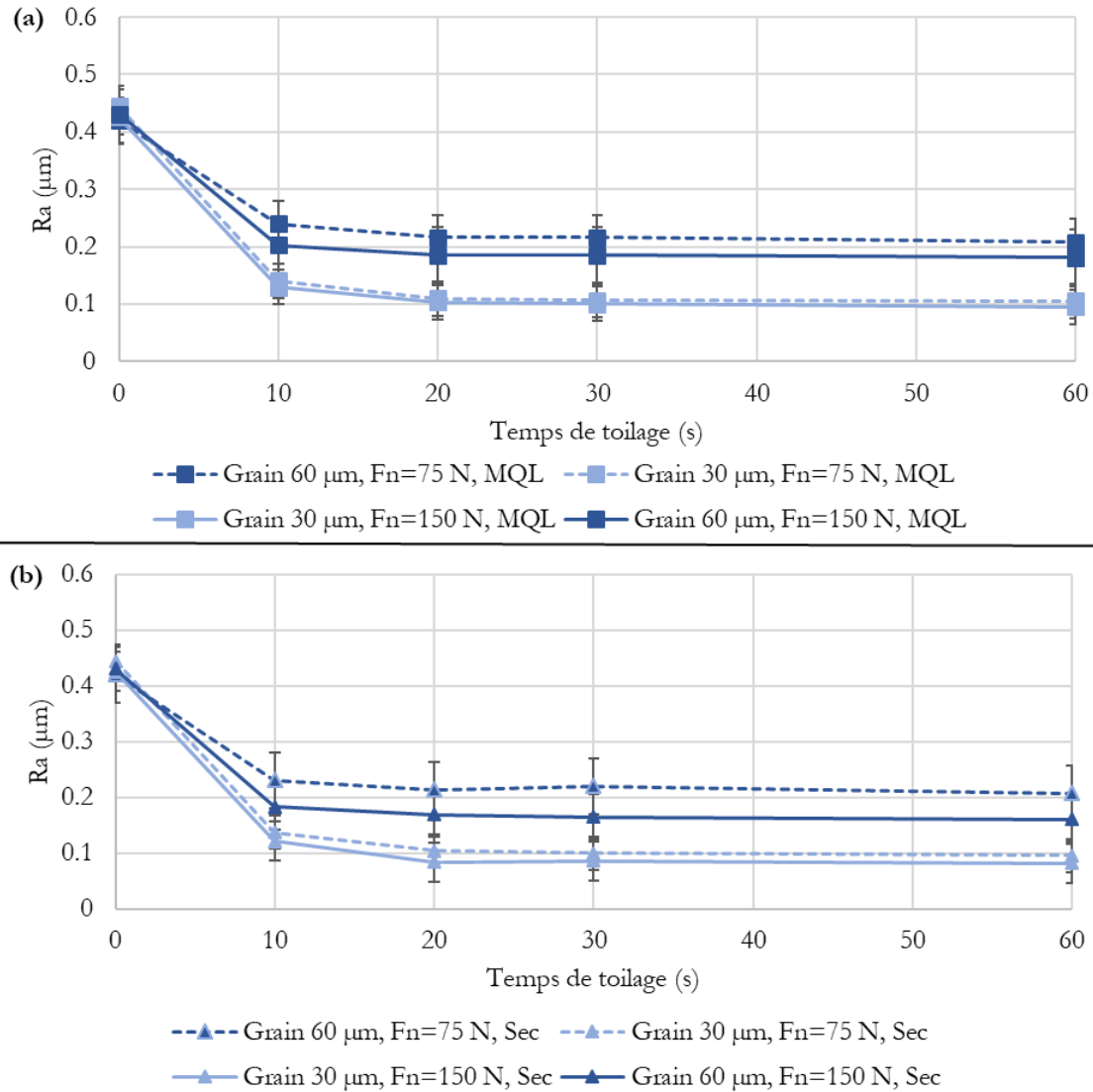


Figure 81. Evolution de la rugosité  $R_a$  pour la condition (a) MQL et la condition (b) sèche

Afin de comprendre l'effet de chaque paramètre, la suite de la partie s'intéresse au régime stabilisé. Plus précisément à l'analyse des paramètres de rugosité générés  $R_a$ ,  $R_{sm}$ ,  $R_k$ ,  $R_{pk}$  et  $R_{v/k}$  respectivement sur les Figure 83, Figure 84, Figure 85, Figure 86 et la Figure 87.

La Figure 83 montre la rugosité  $R_a$  générée par les conditions testées de toilage. Le toilage avec une force élevée permet d'améliorer la rugosité  $R_a$  (pour le grain  $30 \mu\text{m}$ , la force de toilage  $F_n$  de 150 N produit la valeur de  $R_a$  ( $R_a \sim 0.07 \mu\text{m}$ ) plus faible que la force de toilage  $F_n$  de 75 N qui présente une valeur de rugosité  $R_a \sim 0.1 \mu\text{m}$ , cette observation est valable aussi pour le grain  $60 \mu\text{m}$ ). La Figure 51 schématise la zone de contact pour les faibles et grandes forces de toilage. Il est observable que l'augmentation de la force de contact implique la présence de plus de grains dans la zone de contact, donc la possibilité de couper plus de matière. Ceci impliquera des pas de rugosité plus faibles d'où l'amélioration de la rugosité pour une force supérieure.



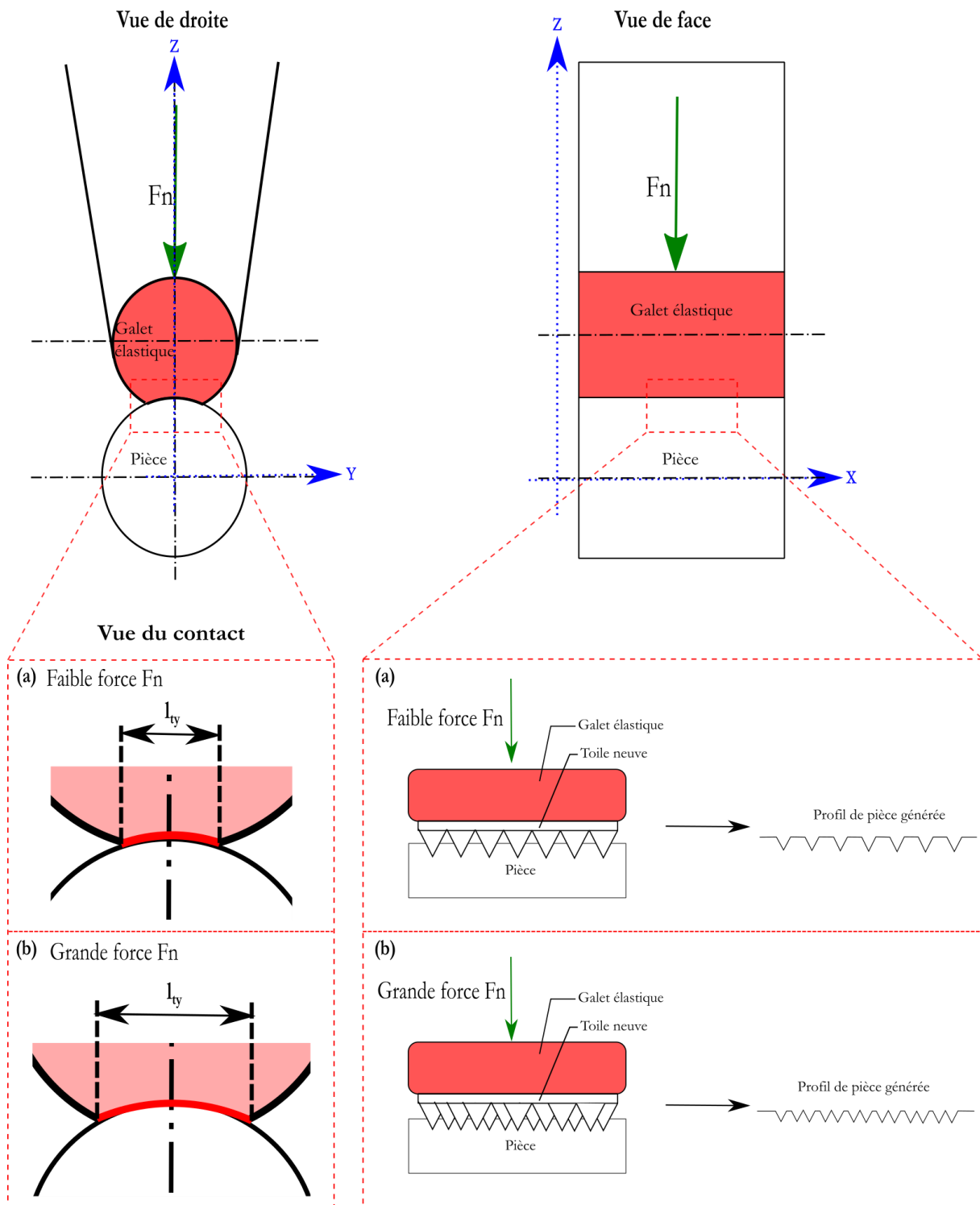


Figure 82. Schématisation de la zone de contact pour: (a) une faible force de toilage  $F_n$  et (b) une grande force de toilage  $F_n$

La surface finie sous conditions MQL semble présenter des résultats légèrement plus élevés que celle des surfaces finies à sec. Ces observations sont cohérentes avec les études précédentes (Khellouki, 2007; Khellouki, Rech and Zahouani, 2007b, 2007a; Mezghani, Sura and El Mansori, 2008) relatives au procédé de toilage.

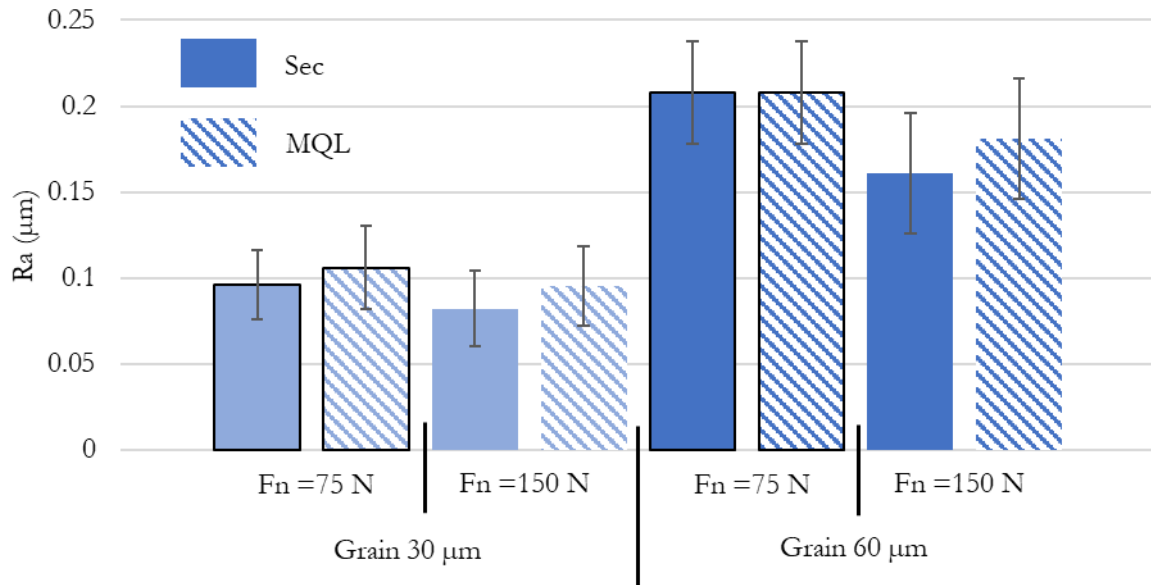


Figure 83. Effet des paramètres du procédé sur la rugosité  $R_a$  après 60 s

La Figure 84 représente le paramètre  $R_{sm}$  pour l'ensemble des configurations de l'étude. Elle montre que ce paramètre est plus faible pour des forces supérieures. Ceci peut être dû à l'implication de plus de grains dans la création du réseau de rayures qui se retrouve intrinsèquement plus fin. A noter que le  $R_{sm}$  des échantillons obtenus sous condition MQL est légèrement supérieur à celui des échantillons obtenus sous condition sèche. On peut expliquer cette légère différence par l'usure des grains abrasifs et leur évacuation : sous l'effet des hautes pressions de contact, les grains abrasifs peuvent se décomposer en plusieurs petites portions de grains (ces portions sont tout autant abrasives) (Khellouki, 2007) ; Des micro-copeaux vont également se former et venir rayer la surface. Les portions de grains abrasifs et les micro-copeaux vont se comporter comme une pâte abrasive et avoir un impact sur la création du réseau de rayures dans le cas du toilage sec. En revanche, ils seront partiellement évacués sous MQL ce qui limitera le polissage de la surface.

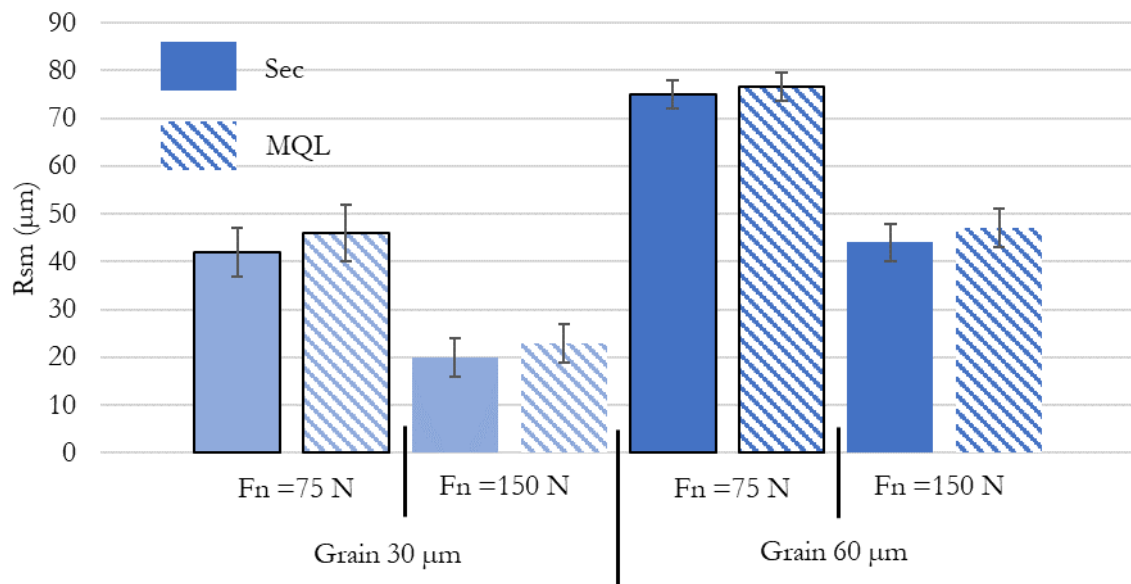


Figure 84. Effet des paramètres du procédé sur le paramètre de rugosité  $R_{sm}$  après 60 s

Les valeurs de  $R_{pk}$  (hauteur de pic réduite),  $R_k$  (profondeur de rugosité du noyau),  $R_{vk}$  (hauteur de vallée réduite) sont présentées respectivement sur les Figure 85, Figure 86 et Figure 87.

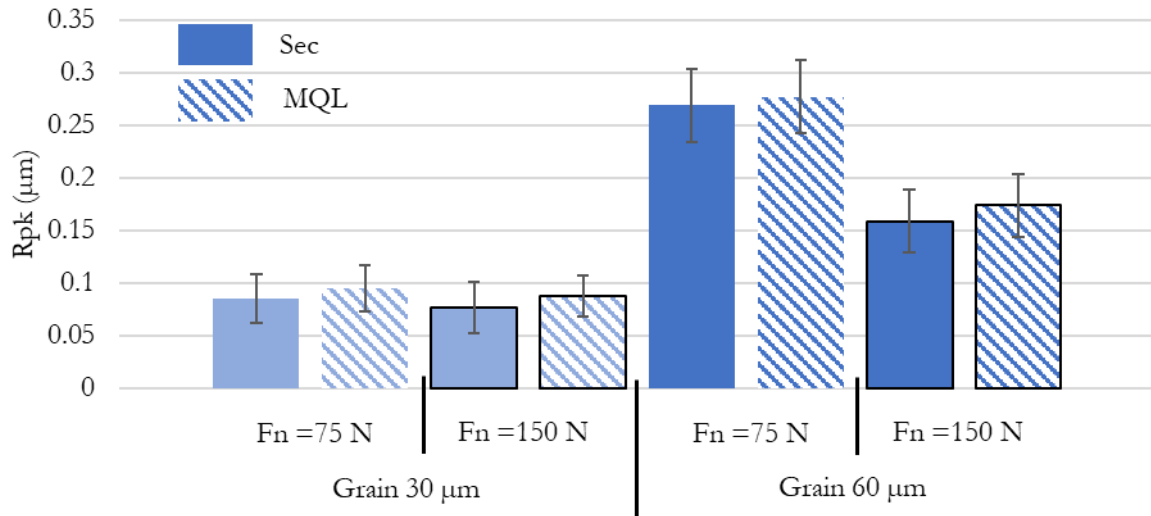


Figure 85. Profondeur réduite des pics  $R_{pk}$  après 60 s

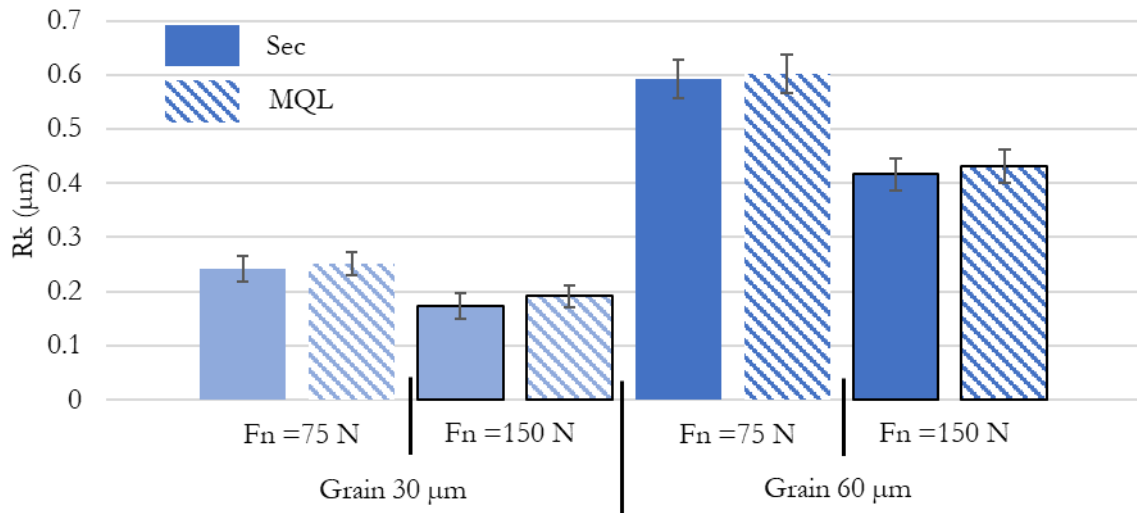


Figure 86. Profondeur de rugosité  $R_k$  après 60 s

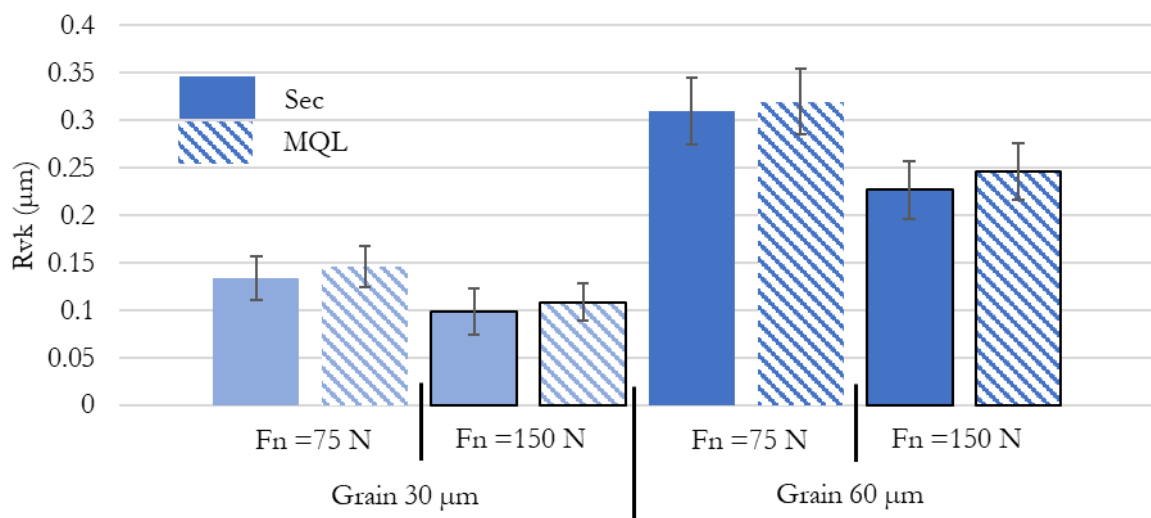


Figure 87. Profondeur réduite des vallées  $R_{vk}$  après 60 s

La toile 30  $\mu\text{m}$  présente une topographie avec une densité de grains supérieure à celle de la toile 60  $\mu\text{m}$ , de plus la taille des grains de la toile 30  $\mu\text{m}$  est plus petite que celle de la toile 60  $\mu\text{m}$ . Ceci implique la création de plusieurs petites rayures pour la toile 30  $\mu\text{m}$  contre un réseau de rayures significativement plus grande pour la toile 60  $\mu\text{m}$ , d'où l'impact sur les paramètres de rugosité  $R_a$ ,  $R_k$ ,  $R_{pk}$  et  $R_{pk}$ .

Ces résultats sont en accord avec les observations d'études précédentes (Khellouki, 2007; Khellouki, Rech and Zahouani, 2007b) concernant l'effet de la force de toilage (pour l'ensemble des paramètres  $R_a$ ,  $R_k$ ,  $R_{pk}$  et  $R_{pk}$ ). Par contre, ils ne sont pas en accord concernant la lubrification MQL.

### **3.4.1.3 Effet de la dureté du galet**

L'effet de la dureté du galet (Shore A (American Society for Testing and Materials, 2015)) est étudié dans cette partie. Il faut d'ores et déjà noter que la dureté des polymères n'a pas la même signification que la dureté des matériaux métalliques (HV, HRc, HB). Il s'agit d'une grandeur qui estime la difficulté à faire une pénétration élastique. Il n'y a aucune notion de plastification. Cette grandeur est donc corrélée avec le module de Young (E) du polymère. Il s'agit donc d'une grandeur qui illustre la capacité du galet à se déformer élastiquement sous un effort. Plus la dureté shore est faible, plus le module de Young est faible et plus la surface de contact sera grande.

Une campagne expérimentale a été mise au point pour observer l'effet de la dureté. Les conditions de toilage utilisées pour cette campagne sont listées dans le Tableau 8.

Tableau 8. Conditions de toilage pour l'étude de l'effet de la dureté du galet sur la topographie de surface

Paramètres de toilage		Unités	Valeurs
Outil	Diamètre du galet $D_g$	( <i>mm</i> )	70
	Largeur du galet $l_g$	( <i>mm</i> )	50
	Dureté du galet	( <i>Shore</i> )	35-50-65-80
	Nature des abrasifs		Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>
	Taille des grains abrasifs	( $\mu$ m)	30
Pièce	Matériau pièce		27MnCr5 cémenté trempé (730 HV)
	Diamètre de la pièce $D_p$	( <i>mm</i> )	44
	Largeur de la pièce $l_p$	( <i>mm</i> )	40
	Rugosité initiale $R_a$	( $\mu$ m)	0.47
Conditions de coupe	Vitesse de rotation de la pièce $N_p$	( <i>tr. min</i> <sup>-1</sup> )	900
	Vitesse d'avance de la toile $V_{toile}$	( <i>mm. s</i> <sup>-1</sup> )	0.6
	Fréquence d'oscillation $f_{osc}$	( <i>Hz</i> )	24
	Amplitude d'oscillation $A_{osc}$	( <i>mm</i> )	1
	Force appliquée $F_n$	( <i>N</i> )	150
	Mode de lubrification		MQL
	Temps de toilage $t$	( <i>s</i> )	De 10 s à 60 s

L'évolution de la rugosité moyenne  $R_a$  est d'abord présentée dans la Figure 88.

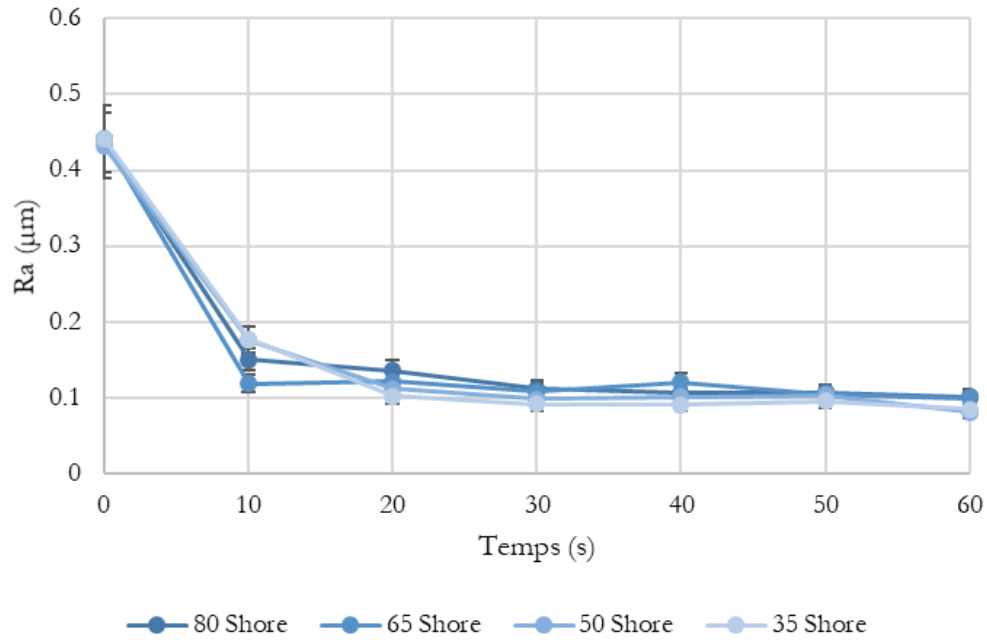


Figure 88. Evolution de la rugosité moyenne  $R_a$  pour les différentes duretés de galet

La rugosité initiale (celle du tournage dur) correspond à un  $R_a \sim 0.43 \mu\text{m}$ . On remarque, qu'on atteint le régime stabilisé du toilage pour toutes les duretés de galet entre 10 et 20 secondes. Les rugosités  $R_a$  générées sont toutes aux alentours de  $0.08 \mu\text{m}$ - $0.1 \mu\text{m}$ . Les résultats de la rugosité moyenne  $R_a$  présentés en Figure 89 confirment cela.

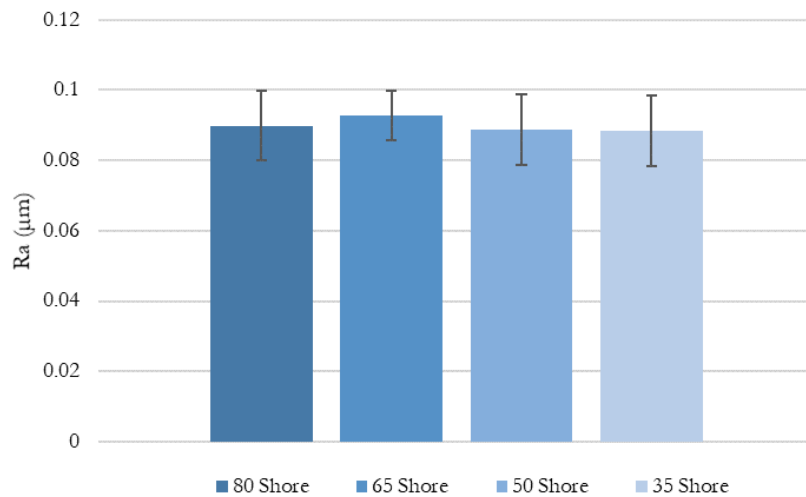


Figure 89. Rugosité moyenne  $R_a$  pour les différentes duretés de galet à 60 s

L'analyse de la largeur moyenne des éléments du profil  $R_{sm}$  (Figure 90) montre également une similitude entre les différentes duretés. Aucune tendance ne peut être discernée sur la base de ces résultats.

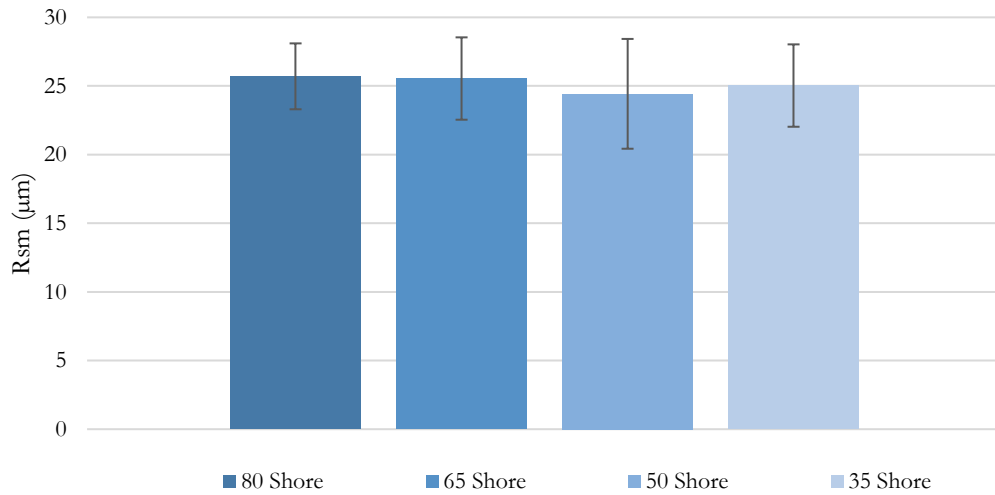


Figure 90. Largeur moyenne des éléments du profil  $R_{sm}$  pour les différentes duretés de galet

Les Figure 91, Figure 92 et Figure 93 présentent la même tendance pour les paramètres de rugosité  $R_k$ ,  $R_{pk}$  et  $R_{tk}$  respectivement.

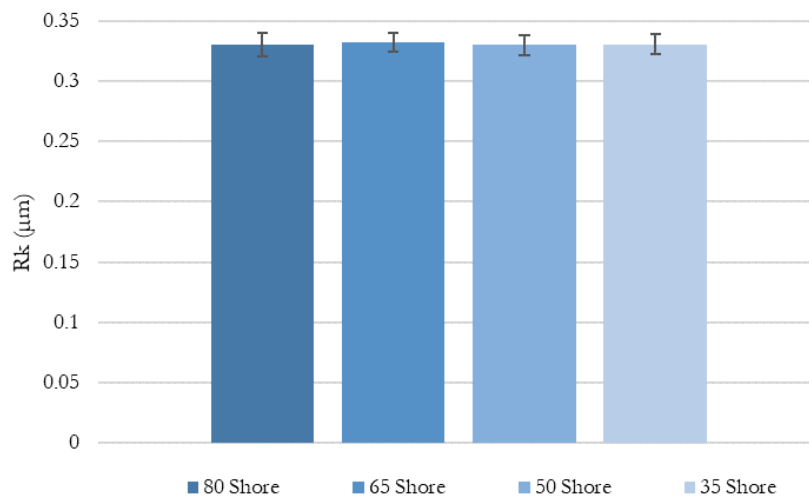


Figure 91. Profondeur de rugosité du centre  $R_k$  pour différentes duretés de galet à 60 s

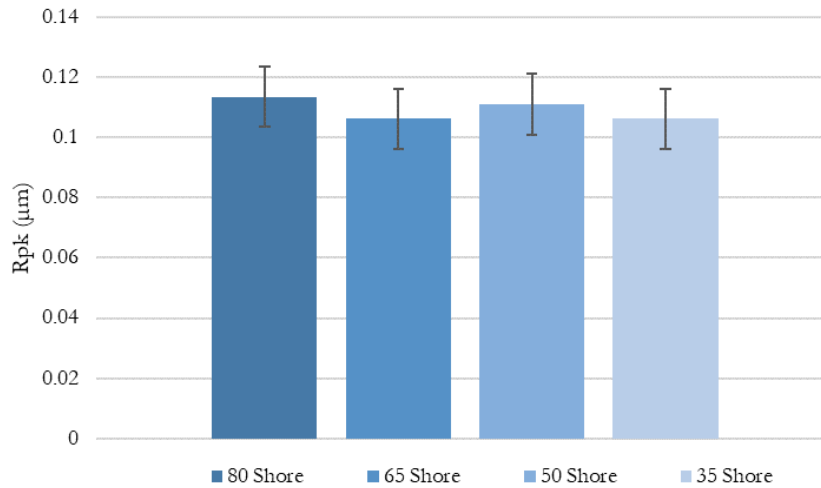


Figure 92. Hauteur de pic réduite  $R_{pk}$  pour différentes duretés de galet à 60 s

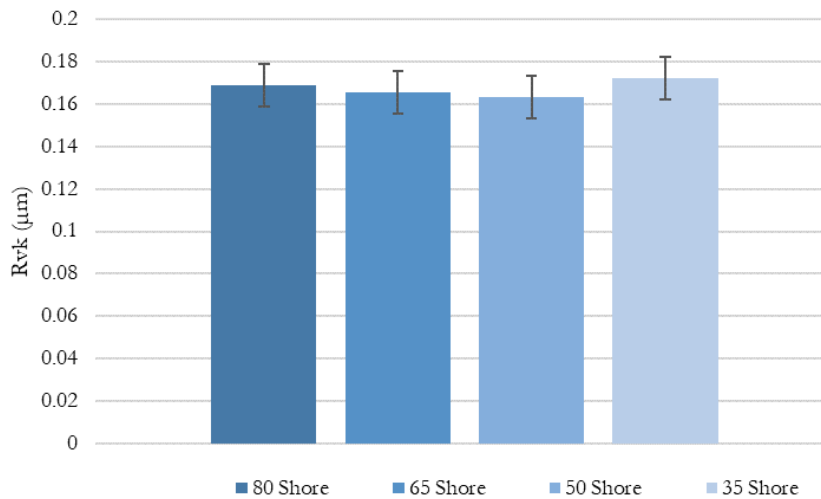


Figure 93. Hauteur de vallée réduite  $R_{vk}$  pour différentes duretés de galet à 60 s

On peut observer que dans le cadre de nos conditions de toilage, la dureté du galet n'a pas d'impact sur la rugosité générée bien que les conditions de contact changent. Cette observation est en contradiction avec les observations faites par (Khellouki, Rech and Zahouani, 2007b). Ils ont observé une rugosité  $R_a$  de 0.07 µm pour un galet 70 shore A et une rugosité  $R_a$  de 0.1 µm pour un galet 90 shore A respectivement. Cette différence est principalement due à l'utilisation de différentes conditions de toilage entre les deux études. Une autre étude de (Khellouki, Rech and Zahouani, 2007a) est en accord avec les résultats observés, elle montre qu'au bout de 30 s de toilage que la dureté de galet n'a pas d'effet. En effet, la réduction de la dureté du galet induit une augmentation de la surface de contact. De facto un plus grand nombre de grains rentrent en action, ce qui devrait, in fine, se traduire par une baisse de la rugosité.

Afin de vérifier l'influence de la dureté sur la largeur de contact, des mesures expérimentales à l'aide de films de pressions ont été menées. Les films de pression se caractérisent par la présence de poches d'encre qui explosent sous une pression de 1 MPa. L'encre laissera une tache qui permettra d'observer la zone de contact.

Ce test se fait à l'état statique, il consiste à introduire le film de pression entre la pièce et la toileuse (l'ensemble toile – galet), puis d'appliquer la force de toilage comme illustré en Figure 94. Les essais sont faits à charge constante.



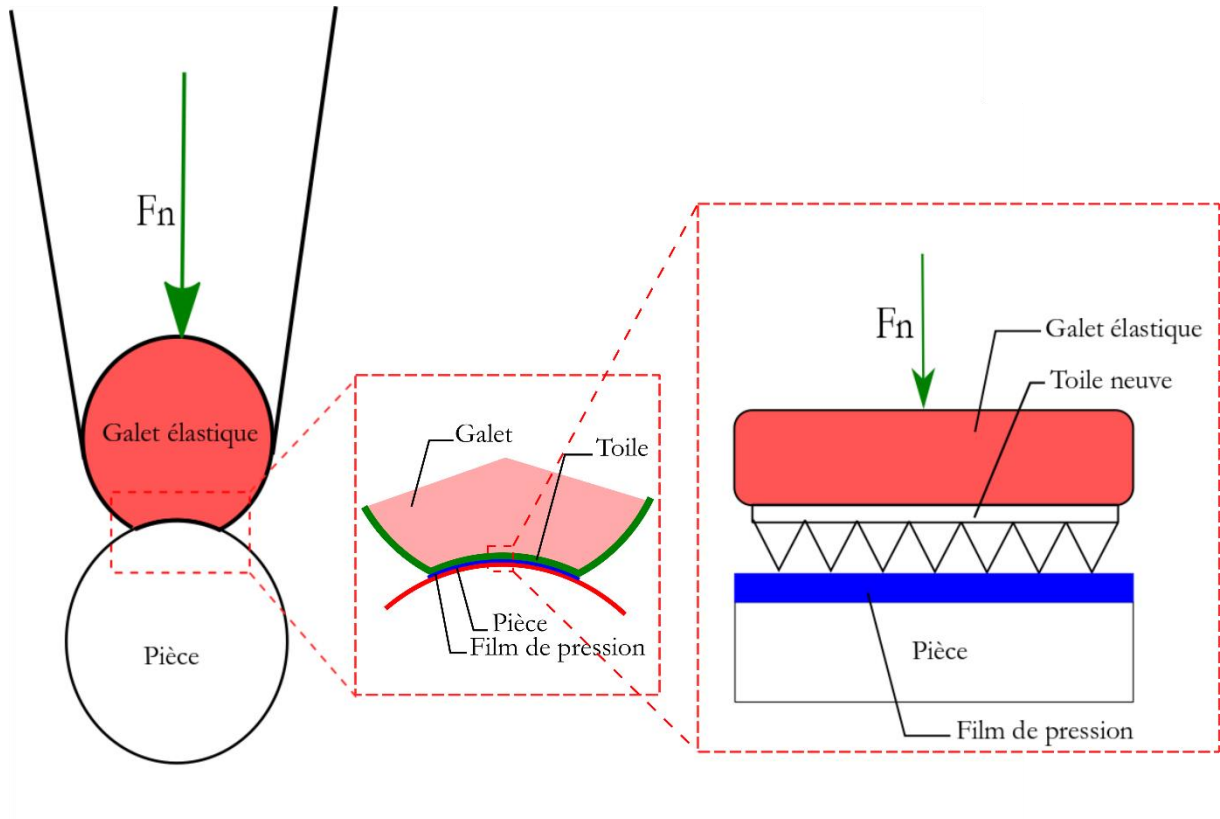


Figure 94. Schéma de principe de la mesure de la largeur de contact

Sur les résultats du papier de pression, 4 mesures de largeur de contact sont effectuées (voir Figure 95). Une largeur moyenne de contact est déduite, les valeurs de la dispersion correspondent aux largeurs maximales et minimales observées sur les papiers.

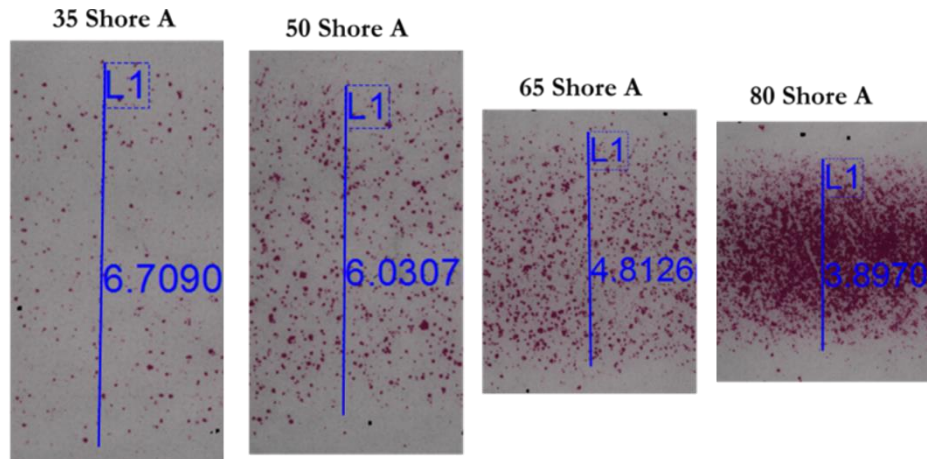


Figure 95. Surfaces de contact observées pour chaque dureté de galet

Les Figure 96 illustre l'évolution de la largeur de la surface de contact pour les différentes duretés de galet.

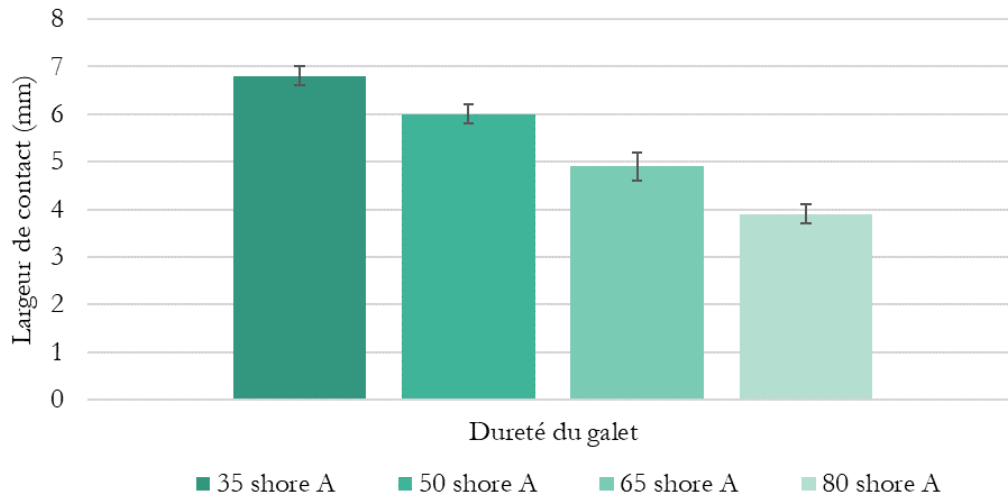


Figure 96. Evolution de la largeur de contact en fonction de la dureté du galet

Une augmentation de la largeur moyenne de contact est observée en Figure 96. Cette dernière implique une augmentation du nombre de grains dans la zone de contact, ce qui réduit la pression de contact locale (les grains dont la pression locale dépasse le seuil pour éclater les bulles sont considérés grains actifs). Par contre, la densité de grains actifs diminue de façon significative, ceci est observable sur la Figure 95 (les taches rouges représentent les grains ayant une pression de contact supérieure à 1 MPa). Cette différence des conditions à l'échelle locale peut être l'une des causes pour lesquels on n'observe pas de différences de rugosité 'signature' entre les différentes duretés de galet malgré l'augmentation de la largeur de contact.

### 3.4.1.4 Effet de la surface initiale de la pièce

Cette section se concentre uniquement sur l'influence de l'état initial de rugosité. Deux états initiaux sont testés : l'état de référence issu du tournage dur et un état de surface obtenu à partir d'un polissage manuel supplémentaire. Il s'agit alors de vérifier si l'état initial peut avoir un impact sur la signature finale. La procédure de polissage détaillée en Annexe D est appliquée. Ainsi plusieurs surfaces polies et tournées dures sont obtenues. L'exemple de deux surfaces initiales est présenté à la Figure 97.

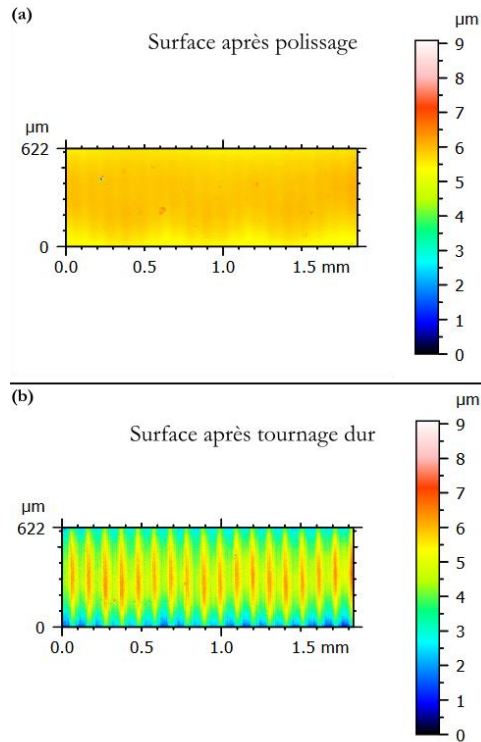


Figure 97. Observation des surfaces initiales après (a) tournage dur et (b) polissage

Les conditions d'essais sont résumées en Tableau 9.

Tableau 9. Conditions de toilage pour l'étude de l'effet de la surface initiale

Paramètres de toilage		Unités	Valeurs
Outil	Diamètre du galet $D_g$	( <i>mm</i> )	70
	Largeur du galet $l_g$	( <i>mm</i> )	50
	Dureté du galet	( <i>Shore</i> )	80
	Nature des abrasifs		Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>
	Taille des grains abrasifs	( $\mu\text{m}$ )	30 ou 60
Pièce	Matériau pièce		27MnCr5 (730 HV)
	Diamètre de la pièce $D_p$	( <i>mm</i> )	44
	Largeur de la pièce $l_p$	( <i>mm</i> )	40
	Rugosité initiale $R_a$	( $\mu\text{m}$ )	0.03 ou 0.47
Conditions de coupe	Vitesse de rotation de la pièce $N_p$	( <i>tr. min</i> <sup>-1</sup> )	900
	Vitesse d'avance de la toile $V_{\text{toile}}$	( <i>mm. s</i> <sup>-1</sup> )	0.6
	Fréquence d'oscillation $f_{\text{osc}}$	( <i>Hz</i> )	24
	Amplitude d'oscillation $A_{\text{osc}}$	( <i>mm</i> )	1
	Force appliquée $F_n$	( <i>N</i> )	75 - 150
	Mode de lubrification		Sec ou MQL
	Temps de toilage $t$	( <i>s</i> )	De 10 s à 60 s

L'évolution de la rugosité  $R_a$  pendant la durée du toilage est présentée en Figure 98. Les résultats montrent que la surface initiale n'a pas d'effet sur la rugosité signature. Ainsi, une surface générée en amont soit par tournage ( $R_a \sim 0.47 \mu\text{m}$ ) dur soit par polissage ( $R_a \sim 0.03 \mu\text{m}$ ) atteignent les mêmes rugosités au régime stabilisé.

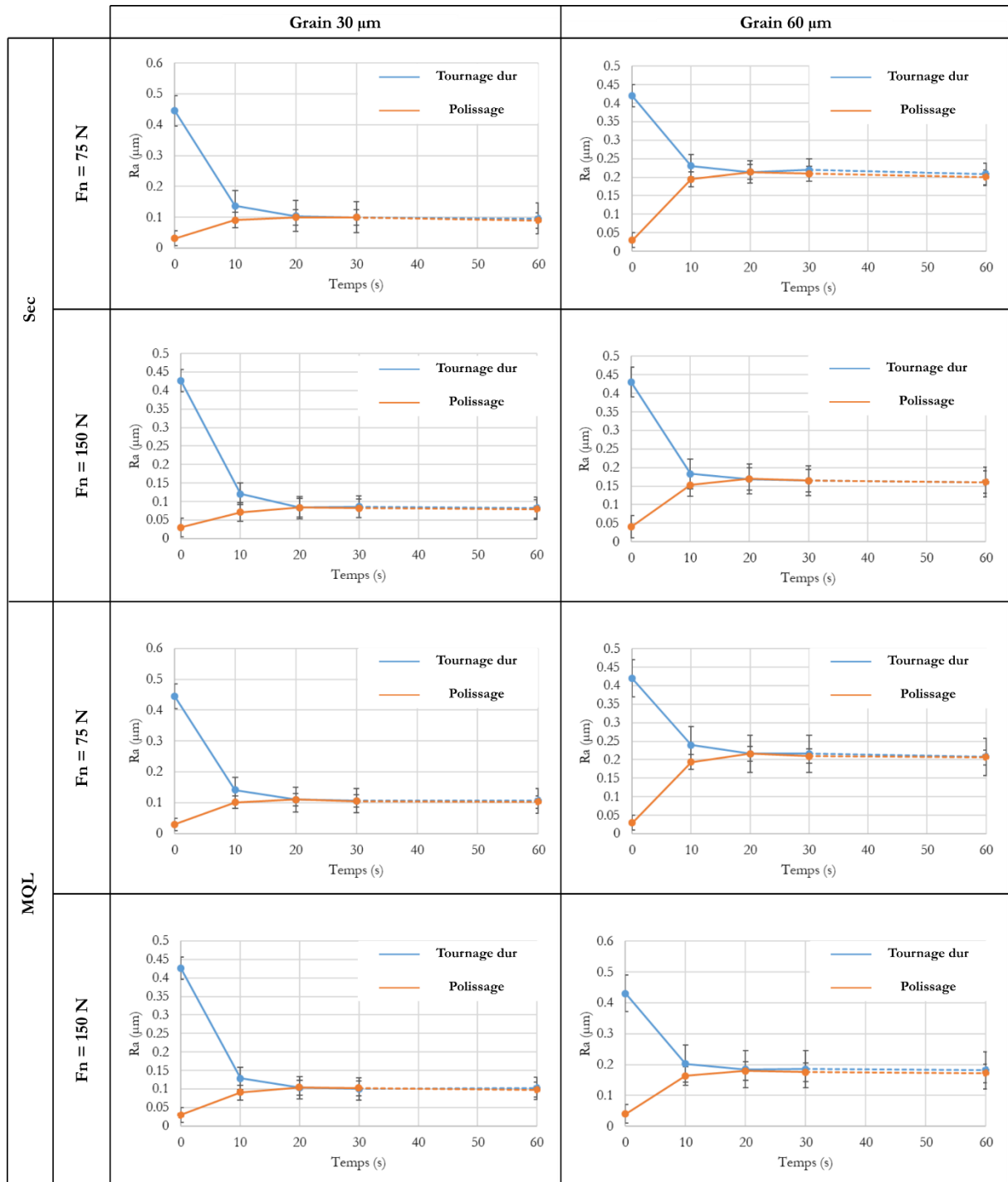


Figure 98. Evolution de la rugosité  $R_a$  pour une surface initiale générée en amont par tournage dur et par polissage. (Grain=30  $\mu\text{m}$ , 60 $\mu\text{m}$ / $F_n$ =75 N, 150 N/Sec ou MQL)

Il est observable pour l'ensemble des conditions que la rugosité  $R_a$  se stabilise aux alentours de 10 s. De plus le plateau de rugosité finale est plus bas pour le grain 30  $\mu\text{m}$  que pour le grain 60  $\mu\text{m}$ . Ces résultats sont en accord avec les observations des travaux de la littérature.

La suite de l'étude se focalisera sur le régime permanent (stabilisé) qui intéresse les utilisateurs finaux dans un contexte où le régime permanent est atteint rapidement. Les paramètres de rugosité  $R_a$ ,  $R_{sm}$ ,  $R_k$ ,  $R_{pk}$  et  $R_{tk}$  seront illustrés respectivement en Figure 99, Figure 100, Figure 101, Figure 102 et Figure 103.

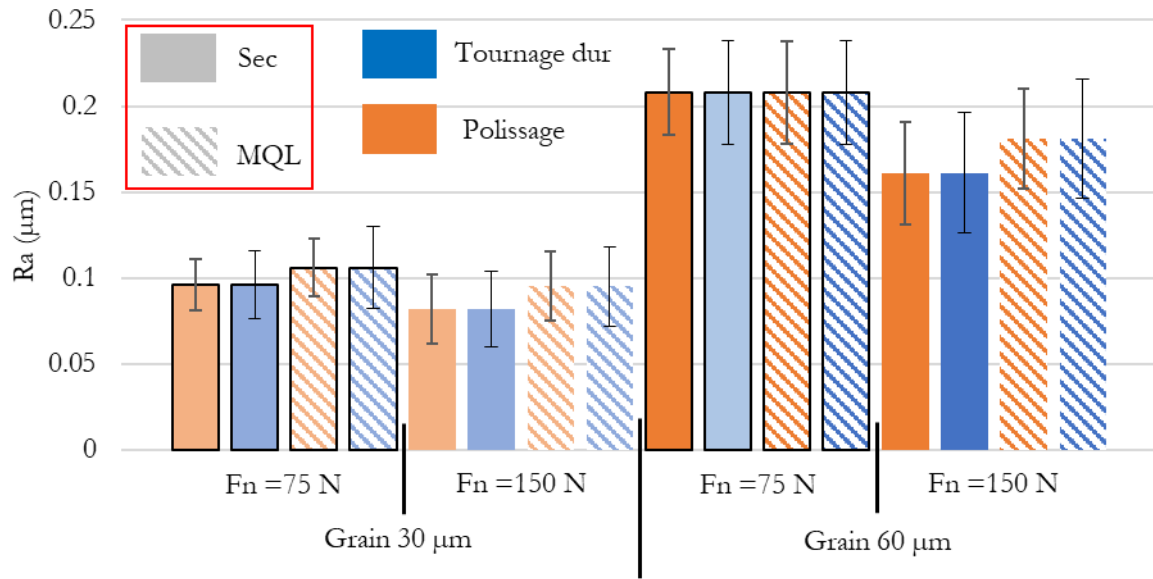


Figure 99. Paramètre de rugosité  $R_a$  final pour une surface initiale générée en amont par tournage dur et par polissage. (Grain=30  $\mu\text{m}$ , 60 $\mu\text{m}$ / $F_n$ =75 N, 150 N/ Sec, MQL)

Figure 99 montre que l'état de surface initial n'a pas d'effet sur la rugosité finale  $R_a$  indépendamment de la taille de grain, de la force de toilage et du mode de lubrification. Cette tendance se confirme à l'observation des paramètres  $R_{sm}$  (Figure 100),  $R_k$  (Figure 101),  $R_{pk}$  (Figure 102),  $R_{vk}$  (Figure 103).

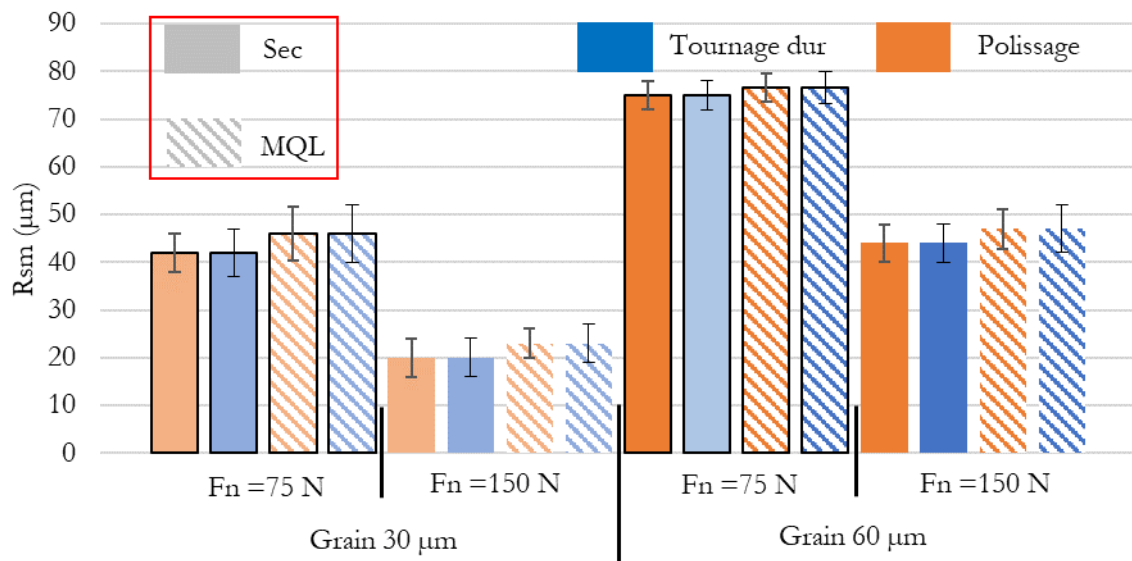


Figure 100. Paramètre de rugosité  $R_{sm}$  final pour une surface initiale générée en amont par tournage dur et par polissage. (Grain=30  $\mu\text{m}$ , 60 $\mu\text{m}$ / $F_n$ =75 N, 150 N/ Sec, MQL)

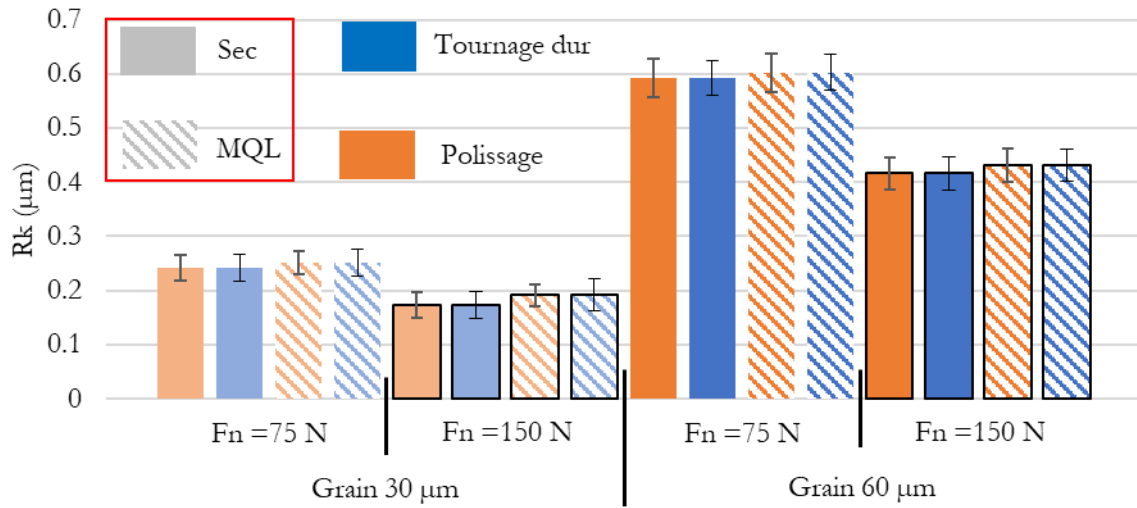


Figure 101. Paramètre de rugosité  $R_k$  final pour une surface initiale générée en amont par tournage dur et par polissage. (Grain=30  $\mu\text{m}$ , 60 $\mu\text{m}$ / $F_n=75\text{ N}$ , 150 N/ Sec, MQL)

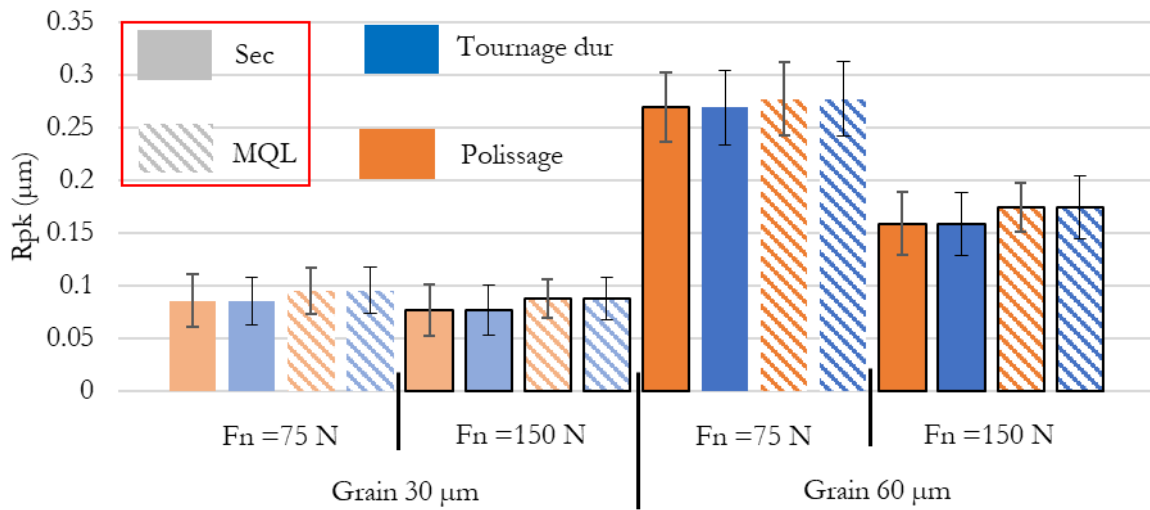


Figure 102. Paramètre de rugosité  $R_{pk}$  final pour une surface initiale générée en amont par tournage dur et par polissage. (Grain=30  $\mu\text{m}$ , 60 $\mu\text{m}$ / $F_n=75\text{ N}$ , 150 N/ Sec, MQL)

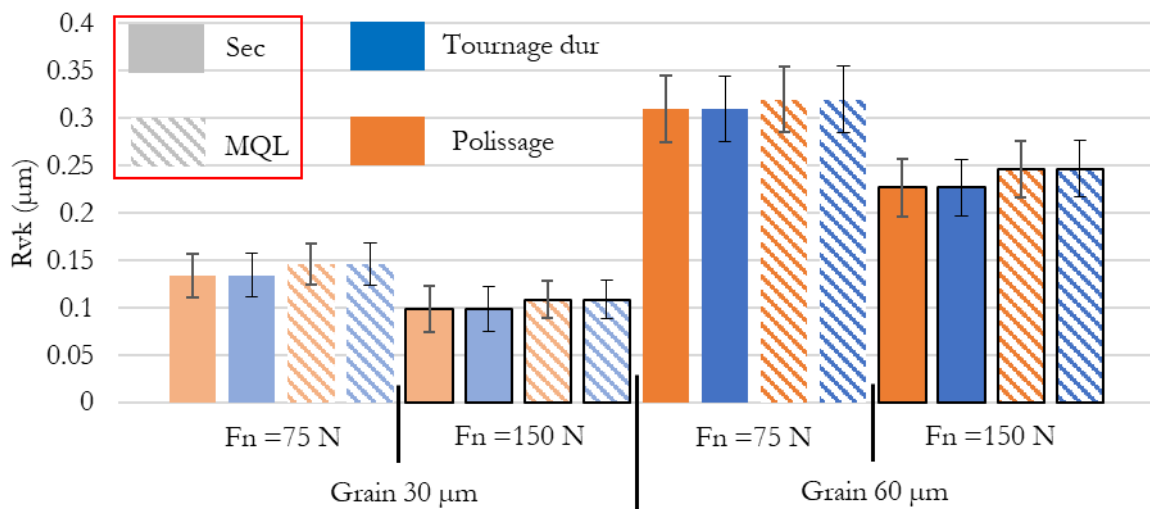


Figure 103. Paramètre de rugosité  $R_{vk}$  final pour une surface initiale générée en amont par tournage dur et par polissage. (Grain=30  $\mu\text{m}$ , 60 $\mu\text{m}$ / $F_n=75\text{ N}$ , 150 N/ Sec, MQL)

Ces résultats viennent appuyer les observations de la littérature quant à la stabilité du procédé. La rugosité générée par le toilage est indépendante de la surface initiale de la pièce. Ceci peut s'expliquer, par un enlèvement de matière suffisamment important pour effacer complètement la signature initiale du précédent procédé.

#### **3.4.1.5 Conclusions**

L'étude expérimentale menée ci-dessus a eu pour but de déterminer les paramètres les plus influents pour le toilage. Une liste restreinte de paramètres a été présélectionnée en tenant compte des conclusions de la bibliographie et du contexte du projet FATECO chez FIAT. Notre étude s'est donc focalisée sur la détermination des paramètres de toilage permettant d'atteindre la signature du procédé en moins de 30 secondes. Il apparaît que la rugosité générée par le procédé de toilage ne dépend pas de la rugosité de surface initiale. Il a été confirmé aussi que la taille de grain reste le paramètre principal influençant la rugosité générée. Les grains de tailles inférieures (grain 30  $\mu\text{m}$  et grain 20  $\mu\text{m}$ ) génèrent les meilleures rugosités. Ensuite l'augmentation de la force de toilage permet d'atteindre des rugosités légèrement inférieures. Par contre, la lubrification et la dureté du galet ne semblent pas avoir d'effets significatifs sur la rugosité dans la plage de forces expérimentales étudiées.

#### **3.4.2 Effet sur les contraintes résiduelles**

Bien que l'étude des contraintes résiduelles ne soit pas l'objet de la thèse, les informations de l'effet des paramètres de toilage sur les contraintes résiduelles sont utiles au projet FATECO et à la connaissance scientifique du procédé dans un contexte industriel d'augmentation de la fiabilité des composants mécaniques. La méthodologie et les conditions de mesures ont été détaillées en **section 3.3.3**. Les résultats de cette analyse sont présentés et discutés dans la section suivante. Cette étude a été réalisée en collaboration avec **HAN Sangil**.

Une première partie présente l'état de contraintes résiduelles après le traitement thermique (partie 3.4.2.1). Ensuite, une deuxième partie introduit l'effet du tournage dur sur les contraintes résiduelles (partie 3.4.2.2). Connaissant l'état des contraintes résiduelles après tournage dur, il est possible d'étudier l'effet du toilage sur ce paramètre d'intégrité de surface. La partie 3.4.2.3 s'intéresse à l'effet de la taille de grains sur les contraintes résiduelles (le paramètre le plus influent sur la rugosité d'après les résultats précédents). Pour finir, les effets des paramètres du procédé (force de toilage et lubrification) sont étudiés dans la partie 3.4.2.4.

##### **3.4.2.1 Etat des contraintes résiduelles après le traitement thermique**

Les contraintes résiduelles (la contrainte axiale, et la contrainte circonférentielle), après traitement thermique ont été mesurées sur deux échantillons. Cela permet de vérifier les contraintes résiduelles initiales en surface et sous-surface de la pièce avant le tournage dur. Les résultats sont représentés sur la Figure 104.



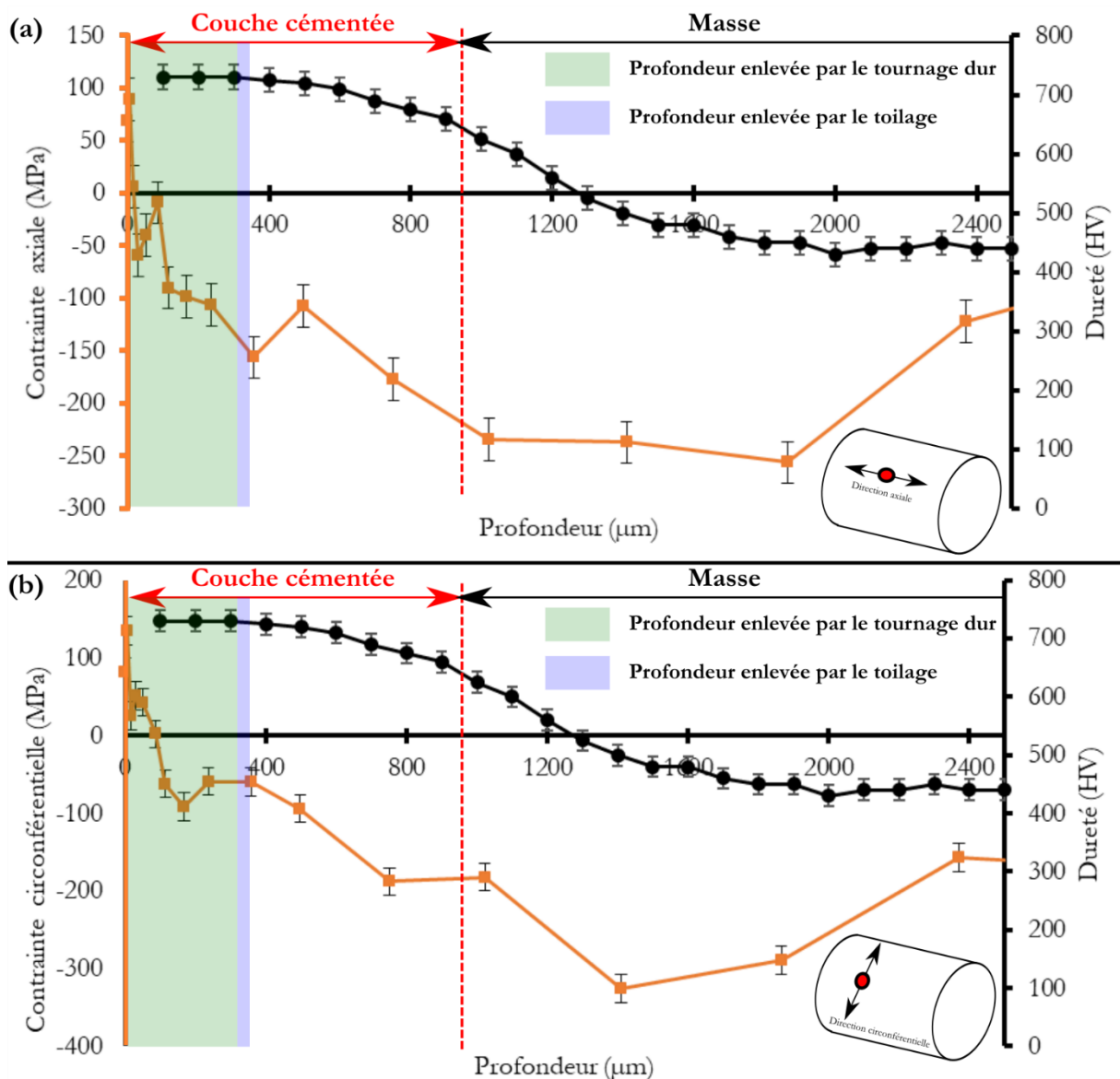


Figure 104. Les contraintes résiduelles après traitement thermique dans les directions: (a) axiale et (b) circonférentielle

Des contraintes résiduelles de compression se sont développées en sous-surface après le traitement thermique, ceci est en accord avec les travaux de (Réti, 2004; Han *et al.*, 2022). Cette observation est due au fait que la martensite, générée par la cémentation + trempe occupe un volume plus grand que le matériau original (ferrite + perlite) d'après (Réti, 2004).

### 3.4.2.2 Effet du tournage dur sur les contraintes résiduelles

La mesure des contraintes résiduelles après tournage dur a été effectuée pour deux échantillons différents. La Figure 105 représente l'état des contraintes résiduelles avant et après tournage dur. Etant donné que le tournage dur enlève 0.35 mm de profondeur (ébauche  $a_p = 0.2$  mm et finition  $a_p = 0.15$  mm), la courbe représentant les contraintes résiduelles du tournage dur est décalée de cette valeur comme indiqué sur la Figure 105. Sur la base de deux mesures de profils de contraintes résiduelles, le nuage gris présente l'enveloppe qui englobe ces deux mesures, y compris en prenant en compte l'incertitude de chaque mesure.

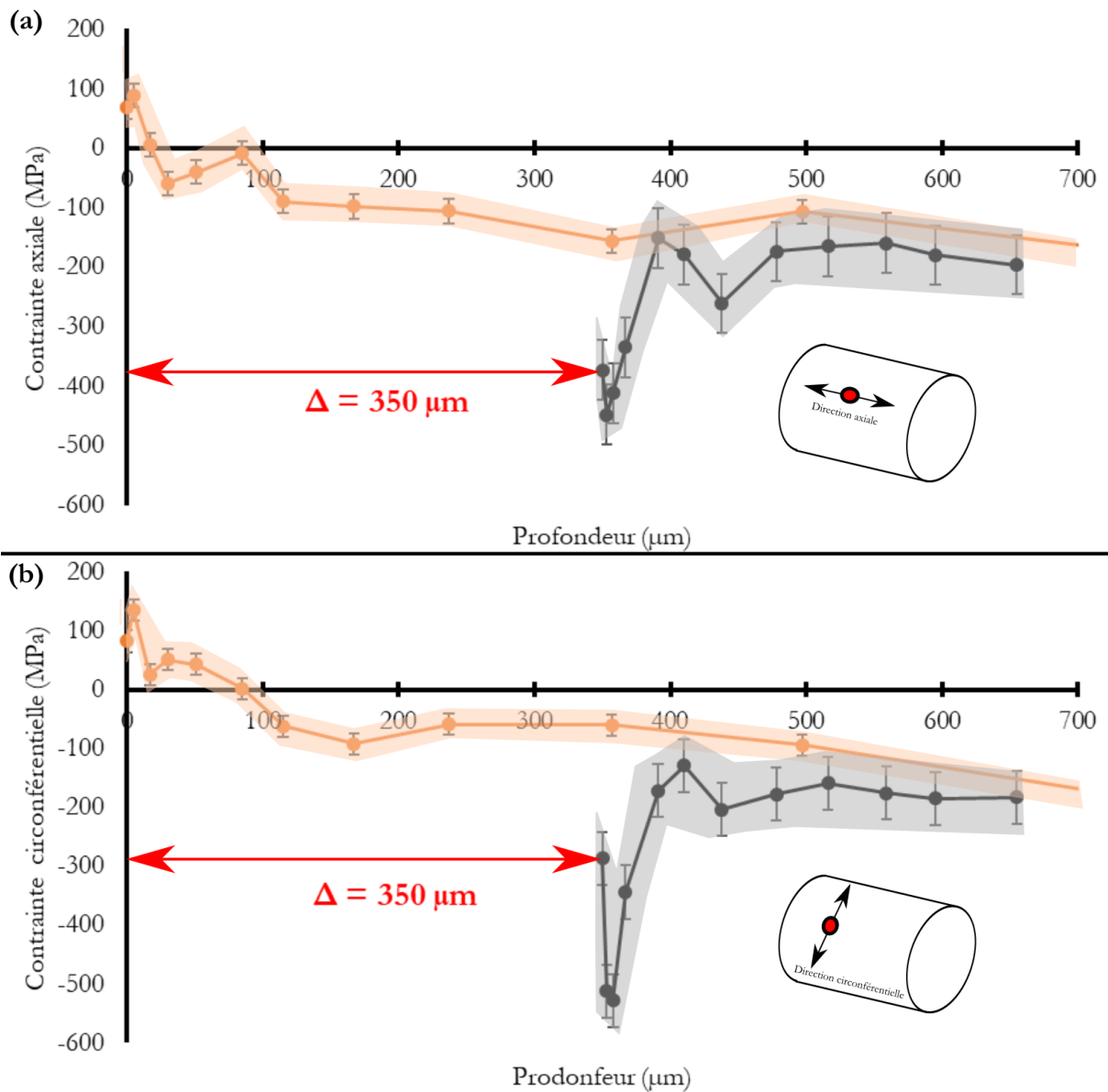


Figure 105. Les contraintes résiduelles induit par le tournage dur dans les directions: (a) axiale et (b) circonférentielle

Il apparait donc que le tournage dur induit des contraintes résiduelles sous forme d'un crochet. Il s'agit d'une courbe typique déjà rapportée dans la littérature (Rech and Moisan, 2003; Han *et al.*, 2022). Les contraintes résiduelles de surface sont en compression (Contrainte axiale d'environ -350 MPa et contrainte circonférentielle d'environ -300 MPa). Ces dernières affectent la pièce sur 50 μm de profondeur ce qui est en accord avec (Rech and Moisan, 2003; Han *et al.*, 2022).

### 3.4.2.3 Effet de la taille des grains en toilage

L'état des contraintes résiduelles après tournage dur étant connu, il est possible d'analyser maintenant l'effet du toilage. Cette partie propose d'étudier l'effet de la taille de grains sur les contraintes résiduelles.

La référence dans ce cas d'étude est la surface tournée dure (qui commence à 350 μm sous la surface traitée thermiquement comme illustré en Figure 105).

Les contraintes résiduelles initiales induites par le tournage dur et les contraintes résiduelles induites par les toiles sont comparées. Les Figure 106a et Figure 106b présentent respectivement les profils de contraintes résiduelles dans les directions axiale et circonférentielle.

En comparant les profils de contraintes résiduelles, il est possible d'observer que le procédé de toilage introduit des contraintes de compression supplémentaires en extrême surface. Ceci est observé dans les deux directions : direction axiale ( $\approx 720-780$  MPa pour les granulométries  $20\ \mu\text{m}$ ,  $30\ \mu\text{m}$  et  $60\ \mu\text{m}$ ) et direction circonférentielle ( $\approx 550-650$  MPa pour les granulométries  $20\ \mu\text{m}$ ,  $30\ \mu\text{m}$  et  $60\ \mu\text{m}$ ). La profondeur affectée correspond à environ  $20$  à  $30\ \mu\text{m}$ . Au-delà de cette profondeur, les contraintes résiduelles restent à l'état de contrainte issu du tournage dur. La génération de contraintes de compression au sein d'une couche mince était attendue conformément aux travaux antérieurs de (Rech *et al.*, 2008; Wang *et al.*, 2018a, 2018b). Ils expliquaient cette tendance par l'action mécanique des grains sur la surface avec un dégagement de chaleur limité grâce à la faible vitesse et la présence d'un faible coefficient de frottement entre les grains et la surface due à l'utilisation d'huile entière en brouillard (MQL).

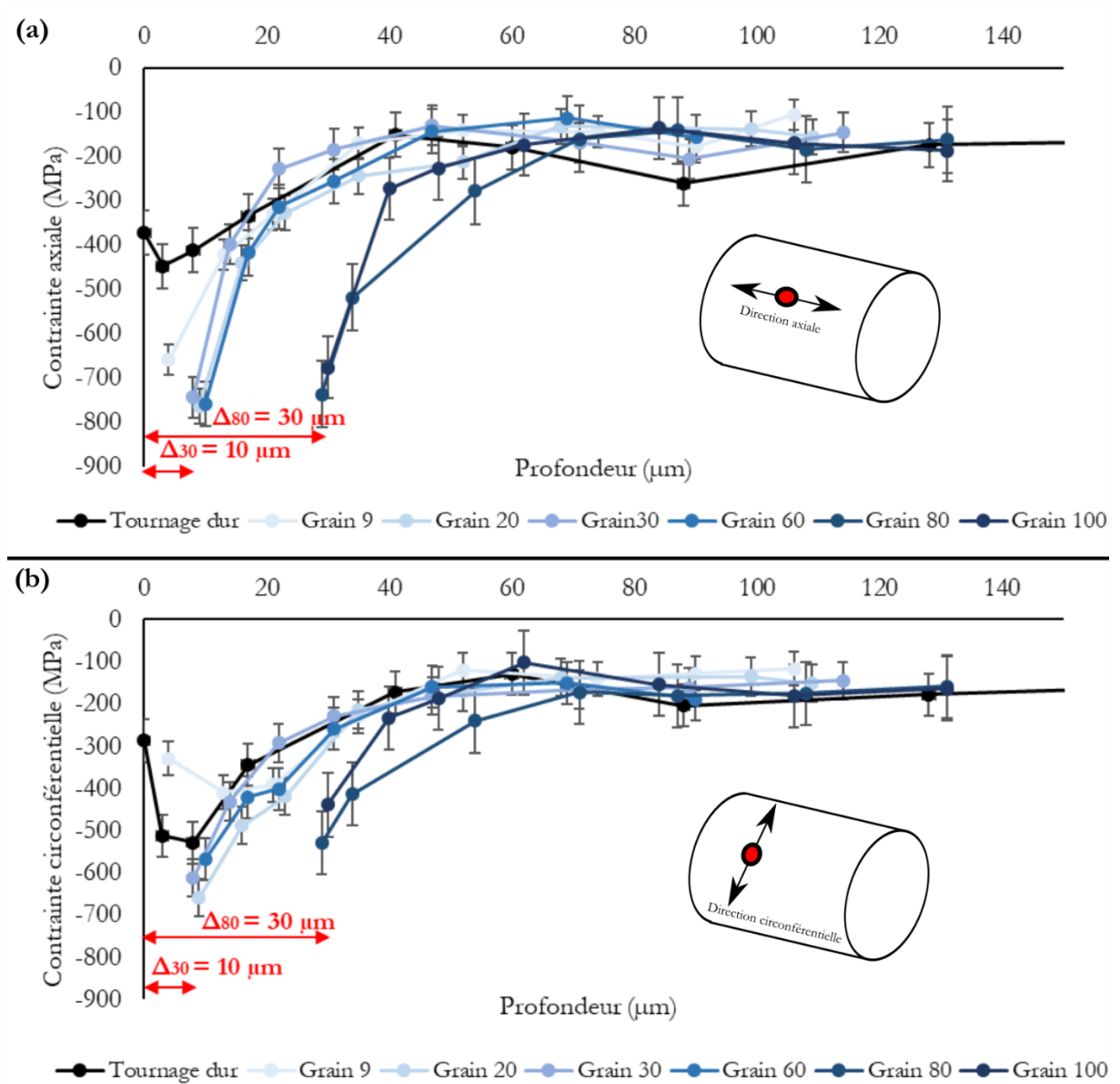


Figure 106. Contraintes résiduelles (a) axiales et (b) circonférentielles après tournage dur et toilage pour différentes tailles de grains

**N.B :** le profil de contrainte résiduelle généré avec la toile de 9  $\mu\text{m}$  conserve sa forme en crochet dans la direction circonférentielle. Sachant que le rayon X interagit avec une épaisseur de 5  $\mu\text{m}$ , et que la toile de 9  $\mu\text{m}$  n'est pas capable d'enlever cette quantité de matière ( $\Delta_{9\mu\text{m}} = 3\mu\text{m}$ ), l'état de contraintes antérieur (état de contraintes induit par l'opération de tournage dur) demeure. Ceci est en accord avec l'analyse précédente sur les profils de rugosité de surface qui montrait que le grain 9  $\mu\text{m}$  n'avait pas permis d'enlever la signature du tournage.

La Figure 107 présente maintenant les différents profils de contraintes résiduelles en considérant la surface finie comme une surface de référence (on suppose que toutes les pièces ont le même diamètre final). Cette représentation permet de comparer plus facilement l'effet de la taille des grains.

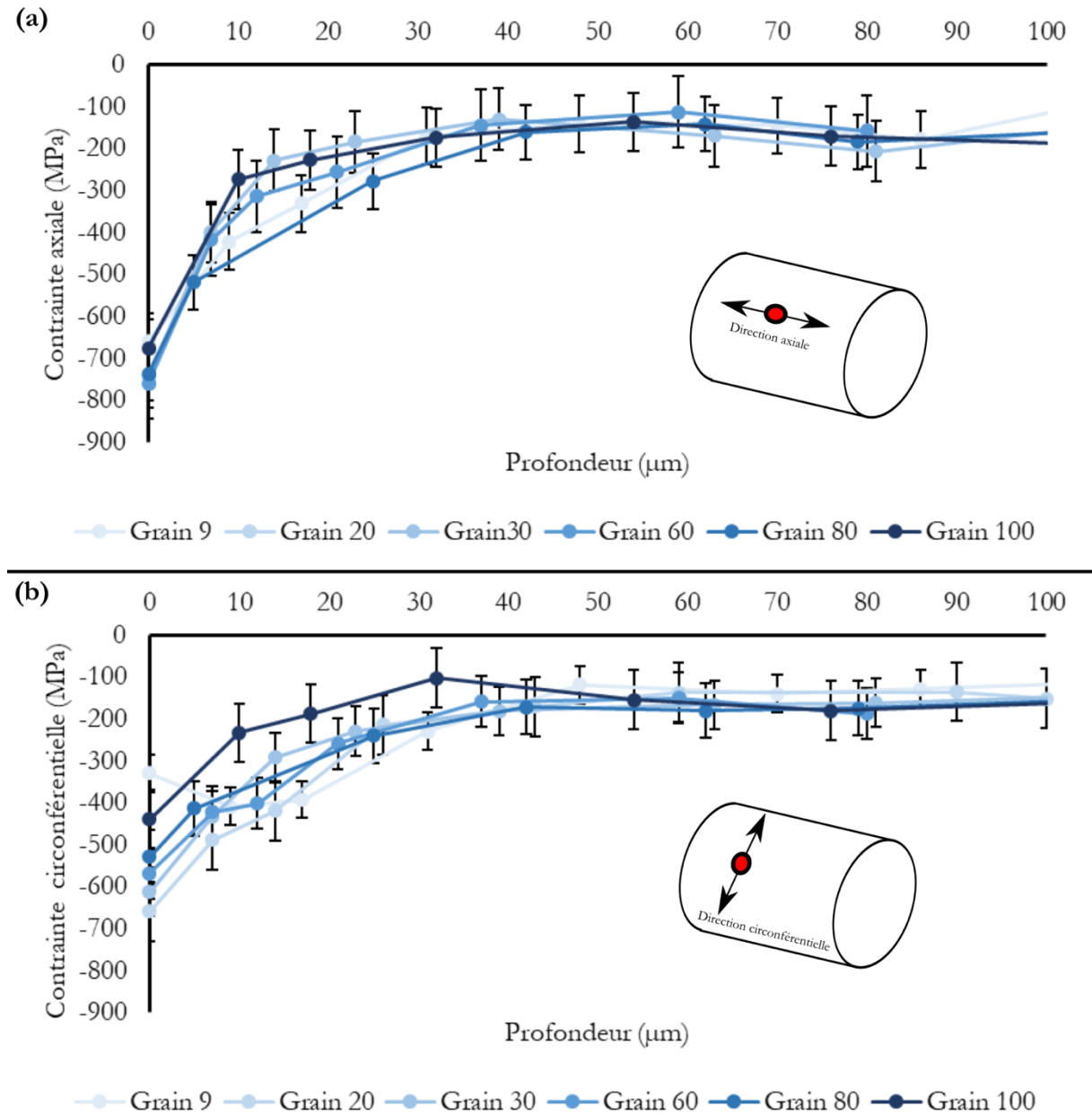


Figure 107. Contraintes résiduelles (a) axiales et (b) circonférentielles après toilage pour différentes tailles de grains en considérant la surface toilée comme référence

D'après la Figure 107(a) suivant la direction axiale, les dispersions obtenues pour les mesures de contraintes résiduelles ne permettent pas d'observer de différences significatives entre les tailles de grain. Tandis que la

direction circonférentielle illustrée par la Figure 107(b) montre que les grains de plus petites tailles génèrent plus de contraintes de compression. Cela peut s'expliquer par le fait que ces grains génèrent plus de rayures et moins de copeaux.

### 3.4.2.4 Effet des paramètres du procédé

Cette partie s'intéresse à l'analyse de l'effet des paramètres du procédé sur les contraintes résiduelles. On y retrouve des profils de contraintes résiduelles pour deux tailles de grains (30  $\mu\text{m}$  et 60  $\mu\text{m}$ ), pour deux forces de toilage ( $F_n = 75 \text{ N}$  et  $F_n = 150 \text{ N}$ ) et sous deux conditions de lubrification différentes (toilage à sec et toilage sous lubrification MQL).

Les contraintes résiduelles axiales et circonférentielles après toilage sont mesurées et illustrées sur la Figure 108.

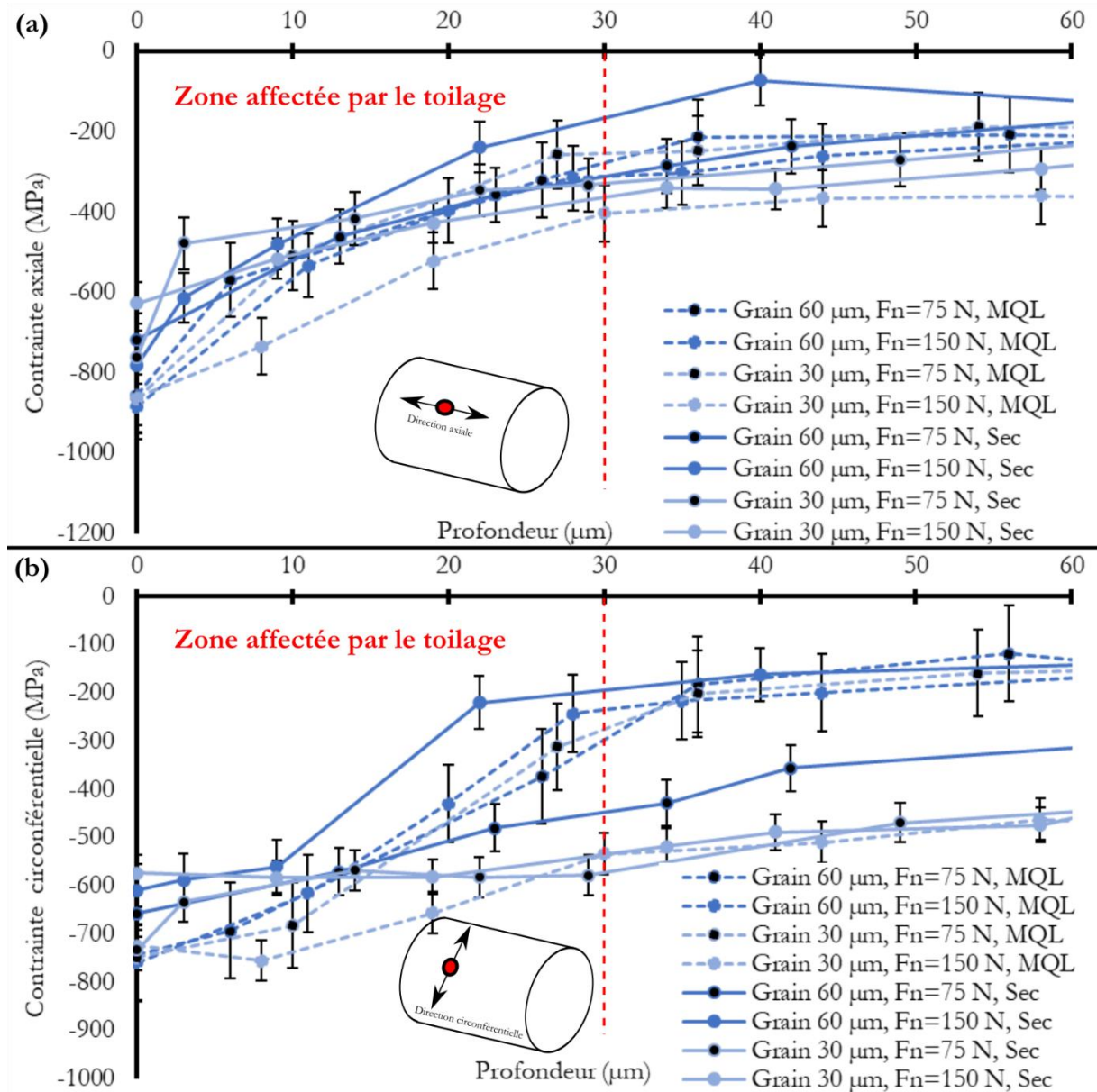


Figure 108. Les contraintes résiduelles induites par les différentes conditions de toilage dans les directions: (a) axiale et (b) circonférentielle

Les différents profils sont superposés ensemble. Les conditions de toilage sont indiquées dans la légende. Tous les profils sont recalés sur la surface finale comme indiqué dans la Figure 108.

A partir des données de la figure 3-53, la Figure 109 présente l'enveloppe des contraintes résiduelles obtenues pour le toilage sec et sous MQL. Le nuage bleu représente l'enveloppe qui englobe l'ensemble des profils de contraintes résiduelles sous condition sèche pour le grain 30  $\mu\text{m}$ . Tandis que le nuage vert est l'enveloppe des profils de contraintes résiduelles obtenues pour un toilage sous MQL pour le grain 30  $\mu\text{m}$ .

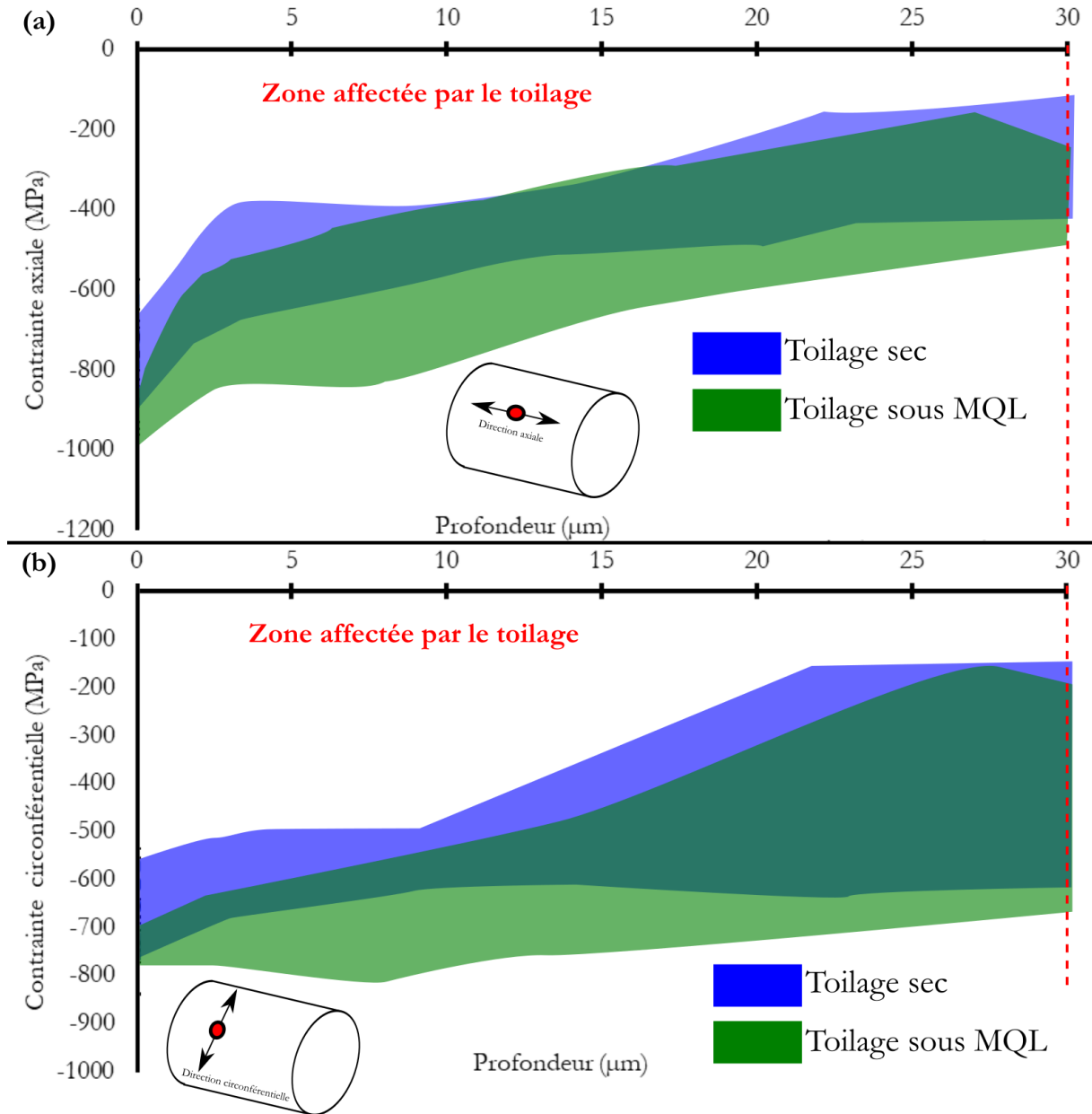


Figure 109. Contraintes résiduelles (a) axiales et (b) circonférentielles des conditions de tournage

L'utilisation de lubrification MQL semble induire une légère augmentation des contraintes de compression en extrême surface (voir Figure 109). Ceci peut s'expliquer par la baisse du coefficient de frottement entre les grains et la surface sous MQL. D'après (Kermouche *et al.*, 2010) la MQL favorise l'application de contraintes de compression et réduit les contraintes de cisaillement lors du toilage, ce qui augmente les contraintes résiduelles en compression.

### 3.5 CONCLUSIONS

Ce chapitre a proposé une analyse expérimentale du procédé de toilage. Une première analyse s'est intéressée à l'effet des paramètres de toilage sur la topographie de surface. Elle a permis de dégager les paramètres les plus influents. Ainsi, il s'avère que la taille des grains abrasifs est le paramètre le plus impactant sur la rugosité. Il a été observé qu'une taille de grain optimale existe autour de 20 à 30  $\mu\text{m}$ . Cette taille de toile engendre un taux d'enlèvement de matière suffisant pour éliminer le profil de rugosité initial sur un temps raisonnable pour l'industrie automobile. La taille de grains de 9  $\mu\text{m}$  engendre un taux d'enlèvement de matière trop faible pour pouvoir éliminer le profil de rugosité initiale en moins de 30 s. Les grandes tailles de grains induisent un taux d'enlèvement de matière très important. Cependant la signature finale laissée par ces tailles de grain ne permet pas d'améliorer la rugosité initiale.

La force de toilage est également un facteur impactant la rugosité. Des efforts plus élevés permettent d'augmenter le nombre de grains en contact ce qui améliore la rugosité. Par contre, il a été montré que pour les conditions étudiées, la dureté du galet et la lubrification n'avait pas d'influence sur la topographie de surface générée.

En ce qui concerne les contraintes résiduelles, ce travail a confirmé la capacité du toilage à induire une couche de compression sur une profondeur d'environ 20  $\mu\text{m}$  (peu importe la taille de grain). Il a été montré que les grains de petites tailles (20  $\mu\text{m}$  et 30  $\mu\text{m}$ ), combiné à l'application d'une huile, génèrent les meilleures contraintes résiduelles, plus précisément suivant la direction circonférentielle.

L'étude expérimentale a permis de confirmer que la taille de grains est le paramètre le plus influent sur la topographie de surface en toilage. Ainsi dans l'objectif de « **simuler la topographie de surface générée par le procédé de toilage** », il est nécessaire de s'intéresser à la mesure et l'analyse des toiles.

Une méthodologie de mesure de toiles abrasives est présentée et validée au Chapitre 4. Cette méthode a permis de créer une base de données de topographies de toiles en fonction de la taille de grains qui servira d'entrée pour la simulation de la topographie de surface générée lors du procédé de toilage. Le modèle permettant cette simulation est décrit dans le chapitre 4, ainsi que les résultats de simulation associés.

Available online at [www.sciencedirect.com](http://www.sciencedirect.com)

ScienceDirect

Procedia CIRP 108 (2022) 305–310

[www.elsevier.com/locate/procedia](http://www.elsevier.com/locate/procedia)

6th CIRP Conference on Surface Integrity

## Effect of abrasive grains size on surface integrity during belt finishing of a 27MnCr5 carburized steel

O. Cherguy<sup>a,\*</sup>, U. EliceGUI<sup>a,b</sup>, F. Cabanettes<sup>a</sup>, S. Han<sup>a</sup>, M. Cici<sup>a</sup>, H. Pascal<sup>a</sup>, J. Rech<sup>a</sup><sup>a</sup> *University of Lyon, Ecole Centrale de Lyon - ENISE, LTDS CNRS UMR 5513, 58 rue Jean Parot, 42023 Saint-Etienne, France*<sup>b</sup> *Faculty of Engineering, Mondragon University, Mondragon 20500, Spain*\* Corresponding author. Tel.: +33-477-437-547; fax: +33-477-437-539. E-mail address: [oussama.cherguy@enise.fr](mailto:oussama.cherguy@enise.fr)

### Abstract

Belt finishing is a superfinishing process that enables to reach fine surface integrity properties, i.e. low surface roughness and compressive residual stresses in the external layer. Among the wide range of process parameters, belt grain size has a dominant influence on surface roughness. However the effect on residual stresses is rarely studied. This paper investigates the effect of a wide range of belt grain sizes on surface integrity (both surface roughness and residual stresses) generated during belt finishing. The study focuses on cylindrical shafts made of a carburized 27MnCr5 steel. The results show that the grain size has no clear effect on residual stresses. Furthermore, a too low grain size will induce a low material removal rate and the final surface signature will be difficult to reach under a reasonable process time (acceptable for mass production). Therefore, this experimental work highlights that an optimal grain size (around 20-30  $\mu\text{m}$ ) exists for a defined initial surface roughness and a process duration.

© 2022 The Authors. Published by Elsevier B.V.

This is an open access article under the CC BY-NC-ND license (<https://creativecommons.org/licenses/by-nc-nd/4.0>)

Peer review under the responsibility of the scientific committee of the 6th CIRP CSI 2022

Keywords: Belt finishing, Abrasive grain size, Surface integrity

*Figure 110. Article de conférence: CSI 2022, article disponible en Annexe I*Available online at [www.sciencedirect.com](http://www.sciencedirect.com)

ScienceDirect

Procedia CIRP 108 (2022) 282–286

[www.elsevier.com/locate/procedia](http://www.elsevier.com/locate/procedia)

6th CIRP Conference on Surface Integrity

## Residual stress profiles induced by machining of two types of 27MnCr5 hardened steels

Sangil Han<sup>a,\*</sup>, Oussama Cherguy<sup>a</sup>, Frédéric Cabanettes<sup>a</sup>, Herve Pascal<sup>a</sup>, Mehmet Cici<sup>a</sup>, Joël Rech<sup>a</sup><sup>a</sup> *Université de Lyon, Ecole Centrale de Lyon - ENISE, LTDS, UMR CNRS 5513, 58 Rue Jean Parot, 42023 Saint-Étienne, France*\* Corresponding author. Tel.: +33-4-77-43-84-84; fax: 33-4-77-43-75-39. E-mail address: [sangil.han@enise.fr](mailto:sangil.han@enise.fr)

### Abstract

This paper investigates the influence of heat treatment on the surface integrity induced by a hard turning operation on a 27MnCr5 carburized steel. Two heat treatments have been investigated, leading to two residual stress profiles. After that, the steels with the two different case hardened conditions have been hard turned. Residual stress profiles induced by hard turning are analyzed for various cutting speeds and tool flank wear. As a result, it is shown that the final residual stress profiles generated after hard turning depends strongly on the original residual stress profiles.

© 2022 The Authors. Published by Elsevier B.V.

This is an open access article under the CC BY-NC-ND license (<https://creativecommons.org/licenses/by-nc-nd/4.0>)

Peer review under the responsibility of the scientific committee of the 6th CIRP CSI 2022

Keywords: Residual stress; heat treatment; hard machining

*Figure 111. Article de conférence: CSI 2022, article disponible en Annexe J*



## 4

## MODELISATION DE LA TOPOGRAPHIE GENEREE PAR LE TOILAGE – APPROCHE 3D

L'objet du chapitre est de proposer un modèle de simulation de la topographie de surface générée par le procédé de toilage. Ce modèle consiste à simuler le rayage multi passe d'une toile sur une surface. La topographie de la toile est mesurée en 3D, alors que la trajectoire de rayage est déterminée par les paramètres cinématiques. Pour modéliser l'interaction entre les grains d'abrasifs et la surface usinée, l'hypothèse d'un usinage parfait est faite (opération booléenne à l'image d'une simulation de FAO en usinage). Le synoptique du modèle est présenté en section 4.1. Ensuite, les paramètres d'entrée du modèle sont présentés en section 4.2. S'ensuit, une explication détaillée des modules composant le modèle dans la section 4.3. La section 4.4 présente les sorties du modèle. La section 4.5 présente les résultats de simulation de topographie de surface par l'approche présentée. Enfin des conclusions et perspectives d'amélioration sont présentées dans la section 4.6.

### Sommaire :

<b>4.1</b>	<b>SYNOPTIQUE DU MODELE .....</b>	<b>123</b>
<b>4.2</b>	<b>PARAMETRES D'ENTREE DU MODELE : .....</b>	<b>126</b>
4.2.1	CINEMATIQUE DU TOILAGE .....	127
4.2.2	CARACTERISATION DE LA TOPOGRAPHIE DES TOILES ABRASIVES .....	129
4.2.2.1	Méthodologie de mesure des toiles abrasives : .....	130
4.2.2.2	Validation des mesures de toiles .....	130
<b>4.3</b>	<b>MODELE DE SIMULATION DE LA RUGOSITE EN TOILAGE: .....</b>	<b>134</b>
4.3.1	MODULE DE CONTACT MACRO (ETAPE A) .....	135
4.3.2	DISCRETISATION DES SURFACES (ETAPE B) .....	136
4.3.3	MODULE DIMENSION DE CONTACT (ETAPE C) .....	137
4.3.4	MODULE D'INDENTATION (ETAPE D) .....	140
4.3.5	MODULE D'EXTRACTION ALEATOIRE DE TOPOGRAPHIES DE TOILES (ETAPE E) .....	141
4.3.6	MODULE DE DISCRETISATION DES DEPLACEMENTS DE LA TOILE (ETAPE F) .....	142
4.3.7	MODULE DE RECALAGE AU POINT PROCHE (ETAPE G) .....	144
4.3.8	MODULE D'ENLEVEMENT DE MATIERE (ETAPE H) .....	146
<b>4.4</b>	<b>SORTIES DU MODELE .....</b>	<b>147</b>
<b>4.5</b>	<b>SIMULATION DES RUGOSITES GENEREES PAR LE TOILAGE : CAS D'ETUDE .....</b>	<b>148</b>
4.5.1	SENSIBILITE DU MODELE A LA VITESSE DE COUPE .....	152
4.5.2	EFFET DES HYPOTHESES DU MODELE : .....	153
<b>4.6</b>	<b>CONCLUSIONS ET PERSPECTIVES D'AMELIORATION .....</b>	<b>156</b>

Le toilage est un procédé dont la cinématique est déterministe mais qui induit des phénomènes physiques complexes. L'objectif de ce chapitre est de proposer une modélisation de ce procédé pour prédire la rugosité. Dans un premier temps, le fonctionnement global du modèle est présenté. Ce fonctionnement sera détaillé par la suite.

L'objectif de ce chapitre est de décrire le modèle de simulation de la topographie de surface générée par le procédé de toilage. La Figure 112 présente les entrées nécessaires et les sorties attendues à l'issue du modèle.

Elle liste ainsi les données d'entrée : d'un côté les paramètres du procédé, et de l'autre les topographies de toile mesurées. Le modèle va par la suite, en utilisant ces données, générer une surface toilée. Cette surface finale permet de calculer les paramètres de rugosité.

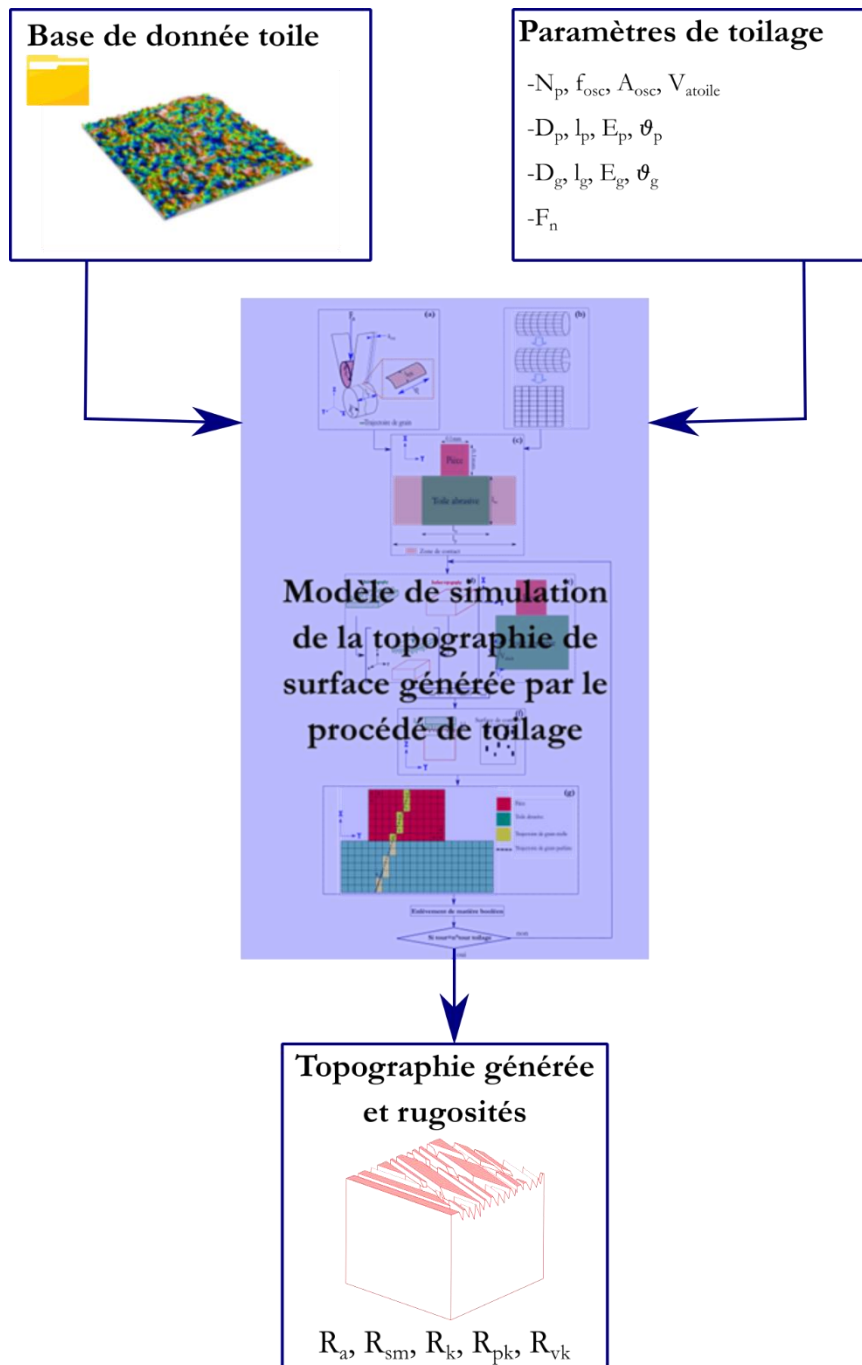


Figure 112. Schéma de la stratégie générale de modélisation

Le principe de base du modèle consiste à décomposer le procédé de toilage en plusieurs tours. Ainsi à chaque tour, une topographie de toile (mesurée) est indentée dans une topographie de pièce. Cette toile va par la suite suivre un mouvement de rayage 3D conditionné par la cinématique du procédé de toilage. Le choix s’est porté sur la modélisation des topographies et rugosités finales lorsque le régime permanent est atteint (signature). Notre modèle ne s’intéresse pas au mode transitoire (évolution de la rugosité au début du toilage).

Pour rappel, le fonctionnement de base du modèle pour le cas d’un grain est présenté en Figure 113.

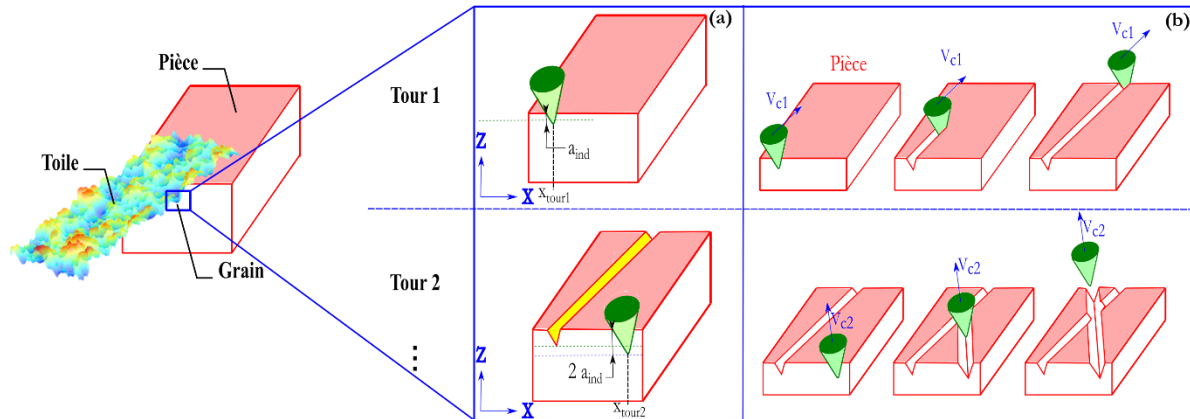


Figure 113. Rayage mono grain avec une orientation différente à chaque tour

Ainsi, chaque tour est caractérisé par la position du grain suivant l’axe  $\mathbf{X}$  (cette position dépend du mouvement d’oscillation), la vitesse de coupe va déterminer la direction et la trajectoire de rayage et l’indentation liée au tour est calculée théoriquement. Cette indentation est considérée constante à chaque tour et est calculée en amont.

Cette méthodologie de modélisation expliquée dans le cas simple d’un grain sera appliquée à une toile réelle mesurée.

## 4.1 SYNOPTIQUE DU MODELE

Le modèle développé a pour but de simuler la topographie de surface finale générée par le procédé de toilage, plusieurs paramètres de rugosité sont calculés ( $R_a$ ,  $R_k$ ,  $R_{pk}$ ,  $R_{vk}$  ...). Pour cela, le modèle s'appuie sur les hypothèses suivantes :

- Les grains de la toile abrasive sont considérés comme étant neufs. Le modèle ne considère pas l'usure des toiles abrasives.
- La pièce est considérée parfaitement plate au début de la simulation, aucune rugosité initiale. Cette hypothèse est justifiée par l'étude expérimentale du chapitre 3 qui a montré que la signature de la toile est indépendante de la topographie initiale (surface tournée dure ou surface polie).
- Les vitesses de toilage sont considérées constantes lors de chaque tour.
- La longueur de contact à l'échelle macroscopique est calculée en tenant compte de la théorie de Hertz.
- L'indentation de la toile dans la pièce est la même à chaque tour (enfoncement de la toile dans la pièce, déplacement suivant  $\mathbf{Z}$ ). Cette indentation est calculée une seule fois au début du calcul, elle sera appliquée à chaque tour.
- Le seul mécanisme d'abrasion considéré est la coupe, le modèle ne prend pas en compte les propriétés de labourage (refoulement de matière) et de cumul d'écrouissage du matériau.
- Le passage de la toile dans la pièce induit un usinage parfait (A cette échelle, aucune élasticité, aucune déformation plastique et aucun labourage latéral ne sont considérés). Cet usinage parfait se traduit par une soustraction booléenne.

Le synopsis du modèle est illustré en Figure 114. Les paramètres de toilage et la base de donnée toile sont considérées comme les deux entrées du modèle. Ce dernier se décompose en plusieurs étapes qu'on peut classifier comme suit :

- Contact macroscopique ;
- Discrétisation de la surface ;
- Dimension de la toile ;
- Extraction aléatoire des toiles ;
- Indentation ;
- Déplacement de la toile ;
- Enlèvement de matière booléen.

Dans un premier temps, la théorie de Hertz permet de déterminer la longueur de contact à l'échelle macroscopique comme illustré en Figure 114(a). La pièce et la toile sont par la suite considérés plans, et sont discrétisés en Figure 114(b). Les vitesses de la toile par rapport à la pièce sont calculées et permettront également de déduire une largeur minimale de toile. Cette largeur permet d'assurer lors des simulations le recouvrement total de la pièce pendant le passage de la pièce (Figure 114(c)).

Le déplacement suivant l'axe  $\mathbf{Z}$ , qui correspond à l'indentation de la toile dans la pièce, est déterminé par le module d'indentation Figure 114(d). Il est déterminé en calculant la force équivalente appliquée par la toile sur la pièce en fonction de la hauteur d'indentation. La hauteur d'indentation calculée par le module sera appliquée dans la boucle de rayage à chaque tour.

Afin de tenir compte de l'avance permanente de la toile, il faut tenir compte qu'une nouvelle topographie de toile est présente dans le contact. Dans le modèle, l'idée est de considérer une toile tirée aléatoirement à chaque tour (Figure 114 (e)). Cette toile est positionnée suivant la cinématique du procédé.

Cette toile est par la suite déplacée en suivant la trajectoire déterminée par les vitesses cinématiques du procédé (Figure 114(f) et (g)). La Figure 114 (g) représente la trajectoire parfaite d'un pixel de toile en tirets

et la trajectoire réelle dictée par le modèle en jaune. Le passage de la toile va induire un enlèvement de matière booléen parfait (Figure 114 (h)) dans les zones d'indentation toile-pièce.

Après le passage complet de la toile sur la pièce, les paramètres de rugosité de surface sont calculés. Une nouvelle toile numérique est extraite ; le module cinématique est relancé pour recalculer les positions et les vitesses du tour suivant, l'indentation calculée est réappliquée. Une fois le nombre de tours désiré atteint, le programme fait fin au calcul puis renvoie les résultats de topographie de surface due au toilage.

Le synopsis du modèle (Figure 114) est donc divisé en différentes étapes (a à h). Ces étapes seront détaillées par la suite.

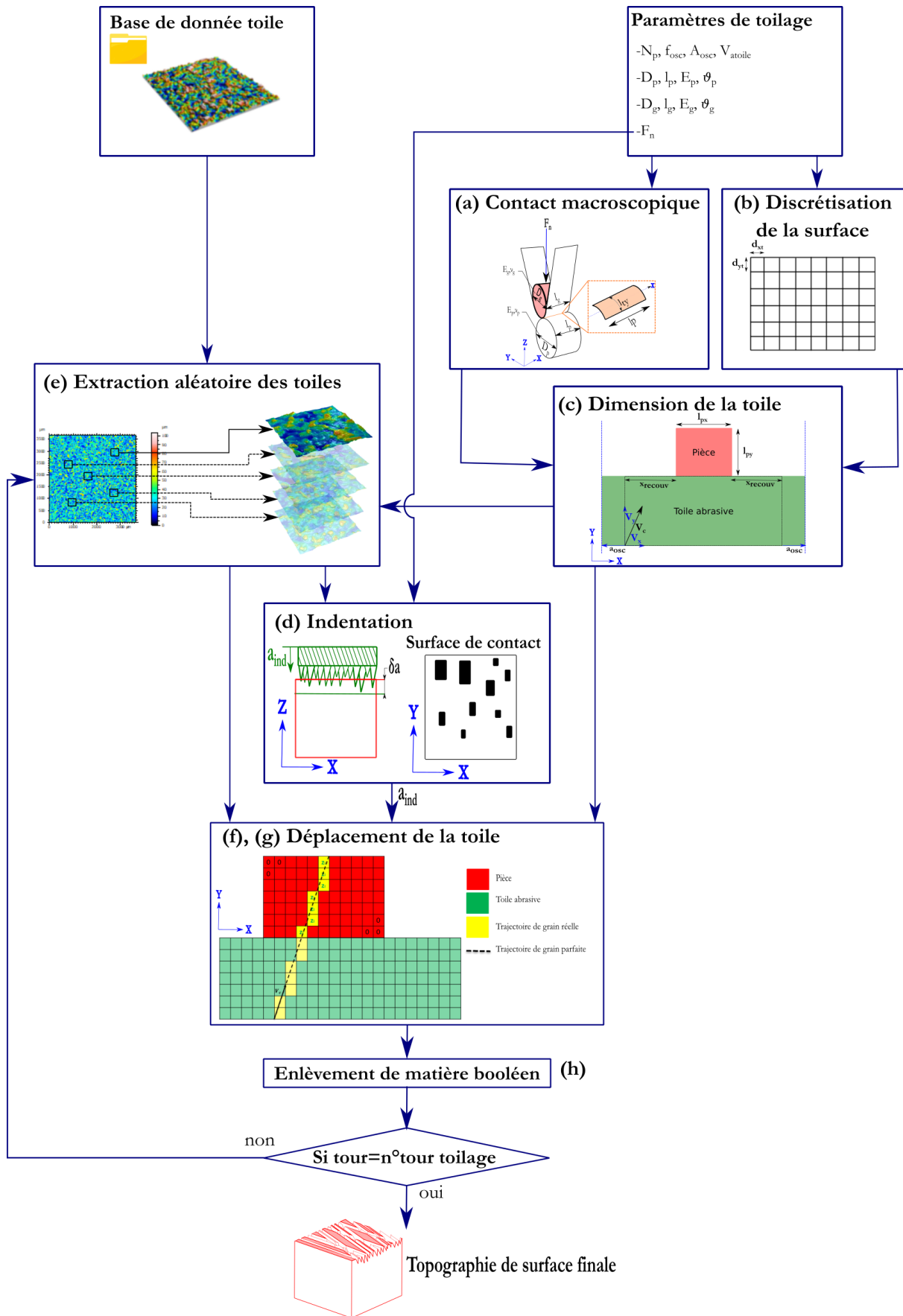


Figure 114. Synopsis du modèle de simulation de la rugosité de toilage

## 4.2 PARAMETRES D'ENTREE DU MODELE :

Le modèle nécessite différentes données d'entrée. Ces paramètres d'entrée peuvent être classés en quatre catégories comme décrit sur la Figure 115.

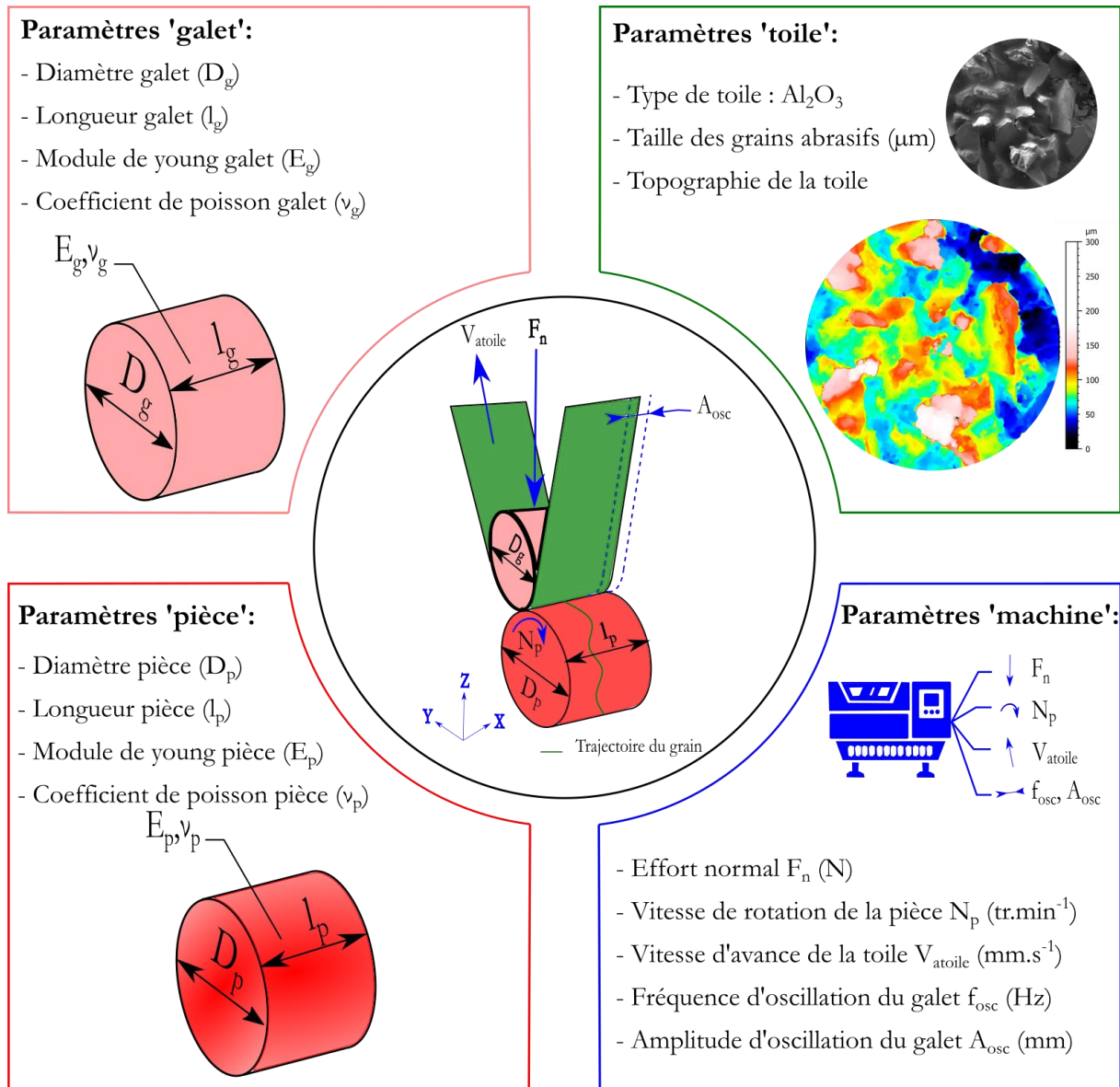


Figure 115. Paramètres de toilage classifiés

On y retrouve les propriétés de la pièce (Diamètre de la pièce  $D_p$ , largeur de la pièce  $l_p$ , module de Young  $E_p$  et le coefficient de Poisson  $\nu_p$ ), les propriétés du galet en polymère (Diamètre du galet  $D_g$ , largeur du galet  $l_g$ , module de Young  $E_g$  et le coefficient de Poisson  $\nu_g$ ), la force de toilage  $F_n$  et les vitesses de toilage (vitesse de rotation de la pièce  $N_p$ , vitesse d'avance de la toile  $V_{atoile}$ , amplitude d'oscillation de la toile  $A_{osc}$  et la fréquence d'oscillation de la toile  $f_{osc}$ ). Ces paramètres permettent de calculer les positions de toilage, les vitesses de toilage, et d'utiliser la mesure de toile adéquate pour la simulation. L'ensemble des paramètres d'entrées du modèle sont listés en Tableau 10.

Tableau 10. Paramètres d'entrée du modèle 3D

	Unités	Valeurs
Vitesse de rotation de la pièce $N_p$	$(tr. min^{-1})$	900
Vitesse d'avance de la toile $V_{toile}$	$(mm. s^{-1})$	0.6
Fréquence d'oscillation $f_{osc}$	$(Hz)$	24
Amplitude d'oscillation $A_{osc}$	$(mm)$	1
Force de toilage $F_n$	$(N)$	150
Diamètre du galet $D_g$	$(mm)$	70
Largeur du galet $l_g$	$(mm)$	50
Module de Young du galet $E_g$	$(MPa)$	50
Coefficient de poisson du galet $\nu_g$		0.5
Taille des grains abrasifs	$(\mu m)$	20 – 30 – 60 – 80
Diamètre de la pièce $D_p$	$(mm)$	44
Largeur de la pièce $l_p$	$(mm)$	40
Module de Young de la pièce $E_p$	$(MPa)$	210 000
Coefficient de poisson de la pièce $\nu_p$		0.3
Limite élastique de la pièce $\sigma_e$	$(MPa)$	1040
Temps de toilage $t$	$(s)$	60

#### 4.2.1 Cinématique du toilage

La description de la cinématique du toilage est indispensable pour modéliser au mieux le procédé. Le but est de pouvoir calculer les vitesses et les positions de la toile pendant le procédé. En vue d'une simulation dans le plan, nous allons classer les vitesses suivant l'axe qu'elles suivent (axe **X**, axe **Y**).

Avant d'avancer dans l'explication du modèle, la Figure 116 introduit un système d'axes différent de celui de la machine de tournage qui accueille la toileuse. Ainsi l'axe **Z** d'un tour est la broche autour duquel tourne la pièce (dans notre système d'axe, il sera dénommé axe **X**). Cela s'explique par notre positionnement vis-à-vis de la finalité du modèle, qui est de simuler une topographie. Dans ce cas l'axe Z correspond à l'amplitude de la topographie. La combinaison d'axes choisie correspond à la configuration de mesure de surface et non à la configuration d'axes machine.



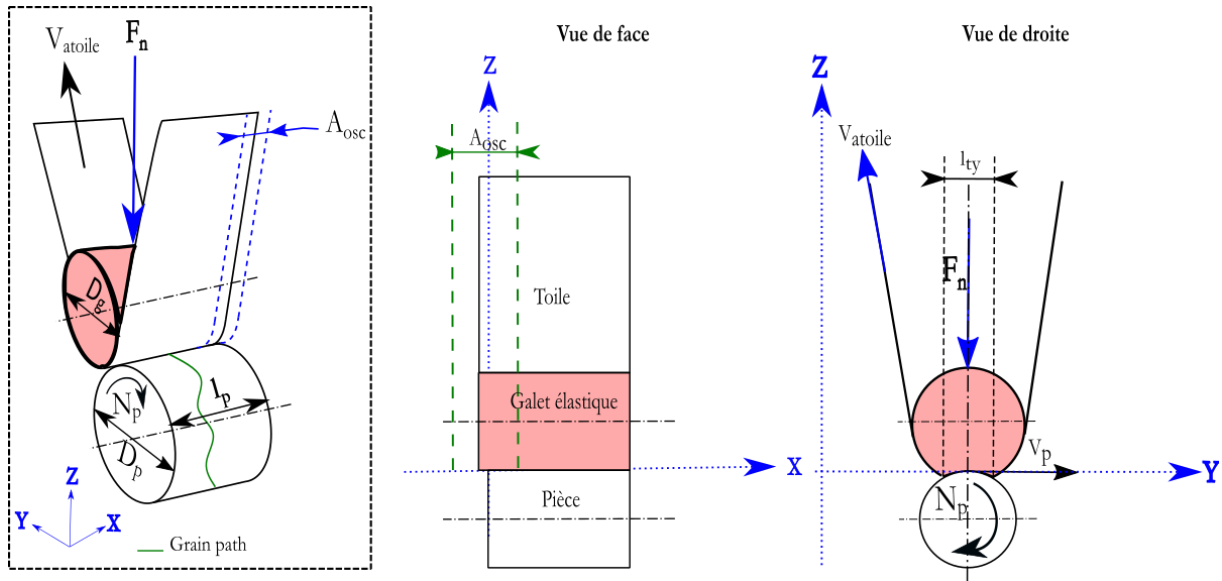


Figure 116. Schéma de la position de la toile dans le plan d'oscillation  $XZ$  et le plan de rotation de la pièce  $YZ$

Dans notre cas d'étude, le toilage est utilisé avec la toileuse en position fixe (sans déplacement latéral suivant l'axe  $x$  (hormis l'oscillation)). Ainsi, la vitesse de la toile suivant l'axe  $X$  dépend uniquement du mouvement d'oscillation et de la position initiale de la toile. On obtient la vitesse  $V_x$  ( $mm.s^{-1}$ ) en fonction des paramètres de l'oscillation, elle s'écrit comme suit:

$$V_x = V_{osc} = \pi f_{osc} A_{osc} \cos(2\pi f_{osc} t) \quad (Eq 4-1)$$

La valeur de la vitesse suivant l'axe  $X$  est comprise entre  $V_{x_{min}} = -75.4 mm.s^{-1}$  et  $V_{x_{max}} = 75.4 mm.s^{-1}$  pour  $f_{osc} = 24 Hz$  et  $A_{osc} = 1 mm$ .

Tel que :  $f_{osc}$  ( $Hz$ ) et  $A_{osc}$  ( $mm$ ) sont respectivement la fréquence et l'amplitude d'oscillation.

Suivant l'axe  $Y$ , la composante de vitesse de rayage  $V_y$  ( $mm.s^{-1}$ ) résulte de la combinaison de la vitesse d'avance de la toile  $V_{atoile}$  ( $mm.s^{-1}$ ) et de la vitesse tangentielle de la pièce  $V_p$  ( $mm.s^{-1}$ ) induit par sa rotation  $N_p$  ( $tr.min^{-1}$ ) (Figure 4 3).

$$V_p = \frac{\pi N_p D_p}{60} = 2073.4 mm.s^{-1} \quad (Eq 4-2)$$

Pour  $N_p = 900 tr.min^{-1}$  et  $D_p = 44 mm$ .

Le paramètre  $V_{atoile}$  ( $mm.s^{-1}$ ) est une donnée d'entrée du procédé, dans le cas de notre étude, cette vitesse est  $V_{atoile} = 0.6 mm.s^{-1}$ .

En prenant l'hypothèse que la vitesse d'avance de toile  $V_{atoile}$  et la vitesse de la pièce  $V_p$  sont colinéaires on obtient :

$$V_y = V_p + V_{atoile} = \frac{\pi N_p D_p}{60} + V_{atoile} \quad (Eq 4-3)$$

La valeur de la vitesse suivant l'axe  $Y$  est  $V_y = 2074 mm.s^{-1}$

La vitesse résultante de rayage  $V_c$  (représente le mouvement d'avance de la toile et le mouvement oscillatoire) décrit le principe fondamental du procédé de toilage (Figure 117). Sa direction varie en permanence à cause de l'oscillation de la composante de vitesse  $V_x$ , alors que la composante de vitesse  $V_y$  reste constante. La valeur maximale de son amplitude est décrite par l'équation :

$$V_c = \sqrt{V_x^2 + V_y^2} \quad (\text{Eq 4-4})$$

L'angle de coupe  $\alpha$  entre le vecteur vitesse de coupe  $V_c$  et la direction  $Y$  varie de façon périodique. Son amplitude maximale s'écrit :

$$\alpha_{max} = \tan^{-1}\left(\frac{V_{x,max}}{V_y}\right) \quad (\text{Eq 4-5})$$

L'angle  $l$  de coupe  $\alpha$  est compris entre  $\alpha_{min} = -2.08^\circ$  et  $\alpha_{max} = 2.08^\circ$  pour  $f_{osc} = 24 \text{ Hz}$  et  $A_{osc} = 1 \text{ mm}$ .

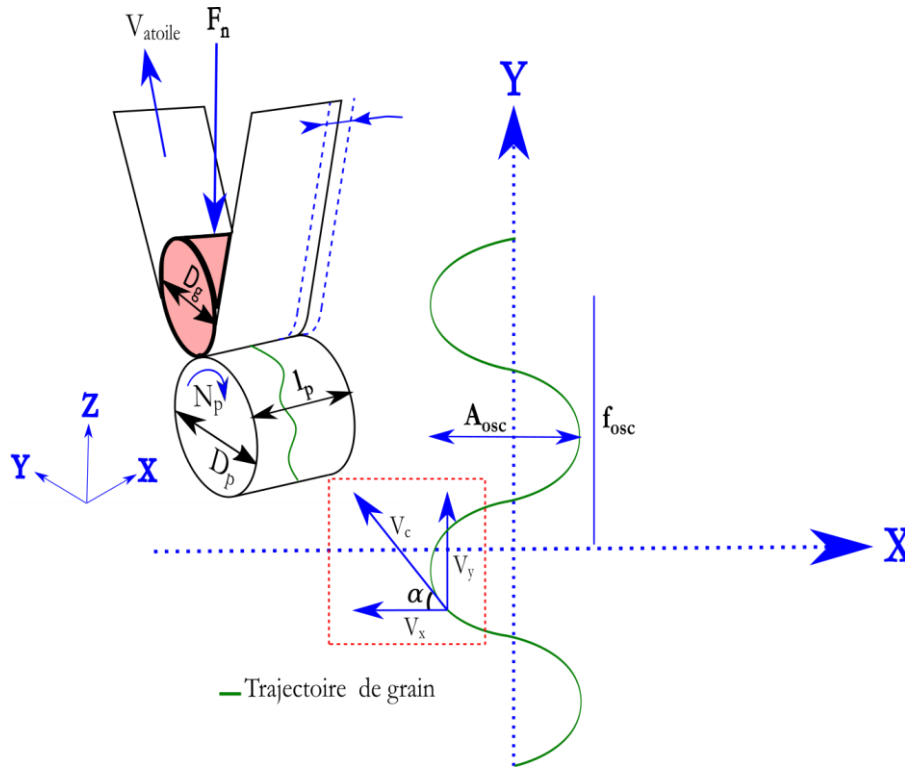


Figure 117. Description des vitesses dans le plan  $XY$

La position de la toileuse suivant l'axe  $X$  de la machine en fonction du temps dépend principalement de l'oscillation imposée (Figure 116).

La position  $x$  ( $mm$ ) de la toile s'écrit en fonction du positionnement du bout de toile étudié  $x_{post}$  ( $mm$ ) (cette position n'a pas d'influence sur le modèle, elle peut être considérée nulle), la position de la toileuse notée  $x_{atoileuse}$  ( $mm$ ) (vu que la toileuse est considérée en position fixe,  $x_{atoileuse} = 0$ ) et la position due à l'oscillation  $x_{osc}$  ( $mm$ ) :

$$x = x_{post} + x_{osc} = x_{osc} \quad (\text{Eq 4-6})$$

$$x = A_{osc} \sin(2\pi f_{osc} t) \quad (\text{Eq 4-7})$$

#### 4.2.2 Caractérisation de la topographie des toiles abrasives

Il a été observé, au chapitre 3 (section 3.4.1), que la toile est un paramètre d'ordre 1 lors du procédé de toilage. Le modèle utilisé dans ce chapitre se propose d'utiliser des mesures de toiles réelles (topographies de toile), d'où l'importance de la caractérisation des toiles abrasives. L'objectif de cette section est de proposer une méthode de mesure des toiles abrasives qui permet de restituer fidèlement sa topographie.

Les caractéristiques principales à capturer lors de l'acquisition d'une topographie de toile abrasive sont la morphologie des grains, leurs distributions et leurs orientations. La distribution aléatoire et les formes de grains différents complexifient la mesure des caractéristiques de la toile.

Une première difficulté réside dans la restitution de la morphologie d'un grain, qui contient plusieurs arêtes tranchantes. Le nombre d'arêtes tranchantes change d'un grain à l'autre aléatoirement (présence de pentes élevées). De plus les toiles (colle et support textile) utilisées sont translucides ce qui rend la mesure de topographie par moyens optiques encore plus difficile.

Dans le but de simuler le procédé de toilage avec des toiles réelles mesurées (topographie réelle mesurée), il est nécessaire d'attacher plus d'importance à la mesure et au traitement des toiles. Une méthode de mesure des toiles abrasives est proposée ci-dessous. S'en suit une série d'analyses statistiques afin d'évaluer l'homogénéité des propriétés de rugosité de la toile en fonction du lot de mesure (Cette étude est présentée en Annexes).

#### 4.2.2.1 Méthodologie de mesure des toiles abrasives :

Les toiles abrasives ont été mesurées grâce à un microscope à variation de focus en utilisant un objectif (x50) avec une résolution latérale de 2  $\mu\text{m}$  et une résolution verticale de 20 nm. Figure 118 schématise le fonctionnement du microscope à variation de focus.

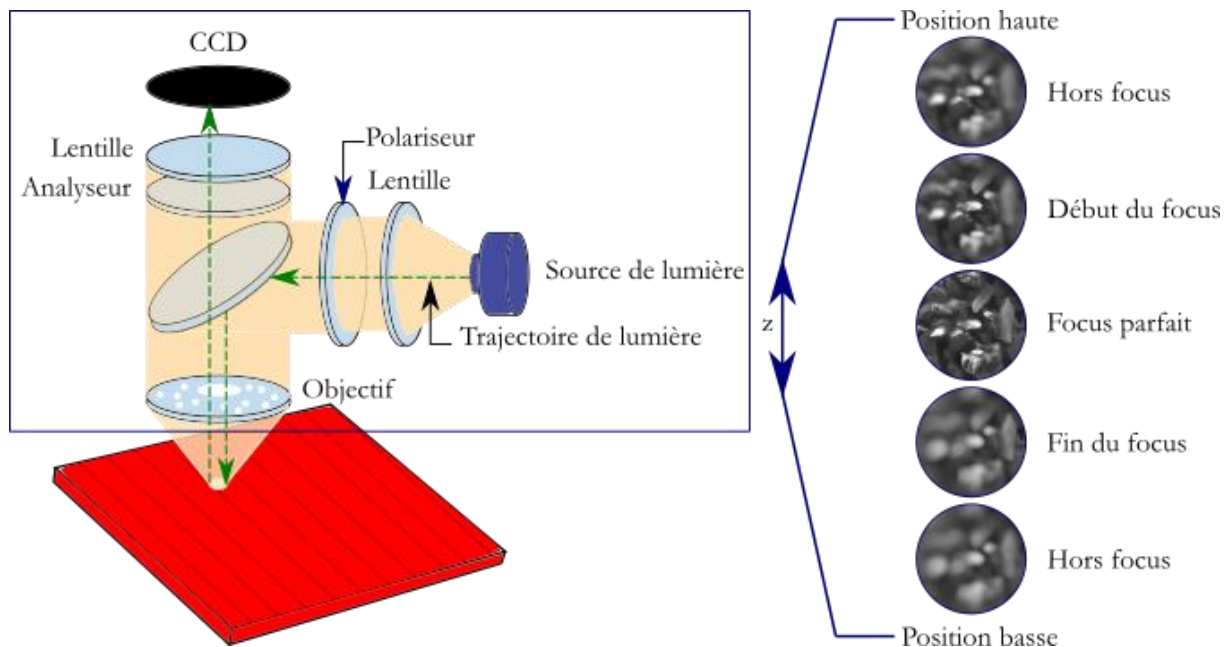


Figure 118. Schéma de principe du microscope à variation de focus (Leach, 2011)

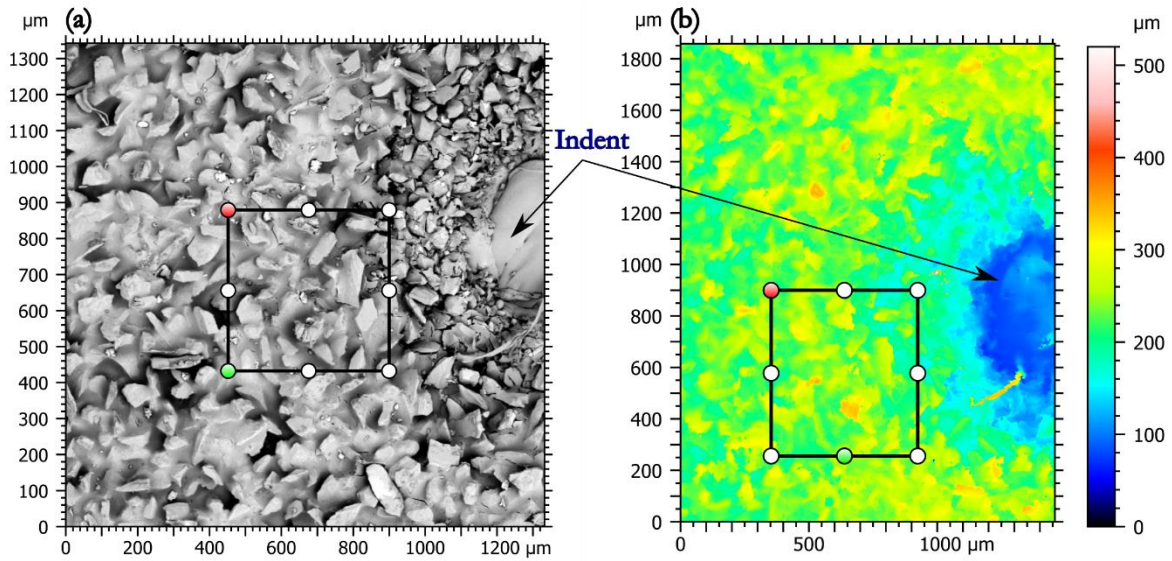
En vue du caractère translucide des toiles abrasives, il a été nécessaire d'appliquer un spray opacifiant pour permettre d'acquérir la topographie de toile au microscope à variation de focus.

Ensuite la mesure de toiles est traitée en utilisant le logiciel Mountains Map 8.2. Ce traitement consiste à enlever une forme polynomiale d'ordre 2 et de remplir les points non mesurés.

#### 4.2.2.2 Validation des mesures de toiles

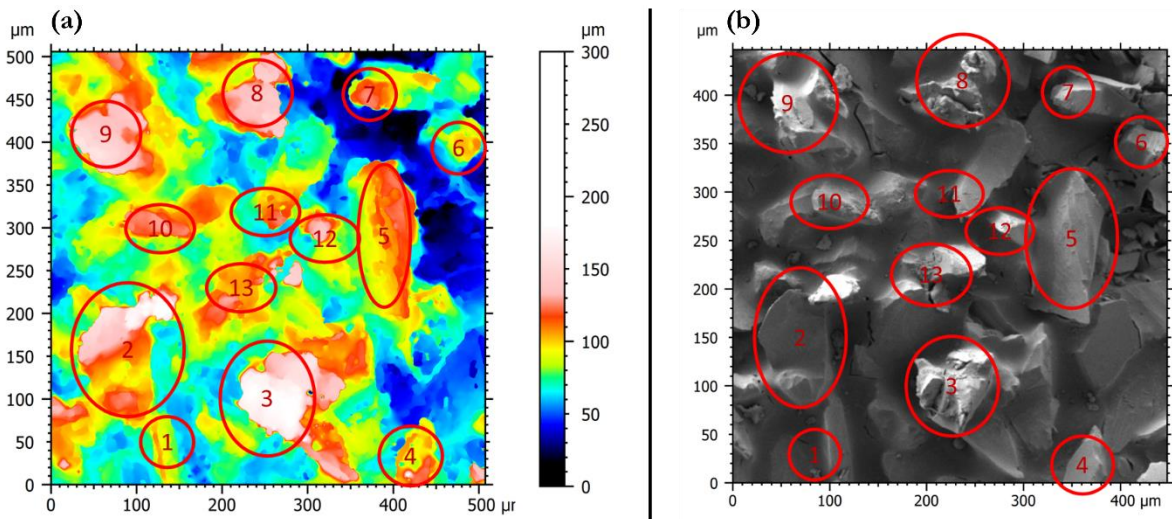
Afin de valider la méthodologie de mesure des topographies, il est nécessaire de comparer la mesure de topographie à la mesure MEB. Pour cela un bout de toile a été coupé aléatoirement au sein du rouleau (dans le cas présenté une toile de grain 60  $\mu\text{m}$ ). Cette toile est dans un premier temps indentée pour permettre de mesurer exactement la même zone (relocalisation) au microscope à variation de focus et au MEB. La toile

est ensuite mesurée sur un support plat. L'indentation est la référence pour les mesures MEB et mesures de topographie (Figure 119).



Une mesure de topographie a été effectuée selon la méthodologie décrite dans la section 3.4.1. Etant donné que la toile n'est pas conductrice, une métallisation par dépôt d'or est nécessaire pour la mesure MEB. Cette métallisation est effectuée sur un métalliseur CRESSINGTON pendant 30 secondes. Ensuite sur le MEB, un grossissement de (x300) a été choisi pour observer une surface équivalente.

La Figure 120 permet d'observer la même zone pour une topographie de surface et une mesure MEB. Elle permet de confirmer que notre méthode de mesure permet de détecter des grains abrasifs.



On peut observer que les zones d'altitude élevées (ce qui correspond au grain) en rouge et blanc sur la Figure 120 (a) représentant la mesure de topographie coïncident avec les zones claires (blanche et gris claire) de la mesure MEB (Figure 120(b)). Tandis que les zones sombres de la mesure MEB correspondent bien aux parties de la mesure de topographie de couleur bleu et noir. Cette observation permet de confirmer que la méthodologie adoptée permet de mesurer la toile abrasive en différenciant grain et matrice (colle).

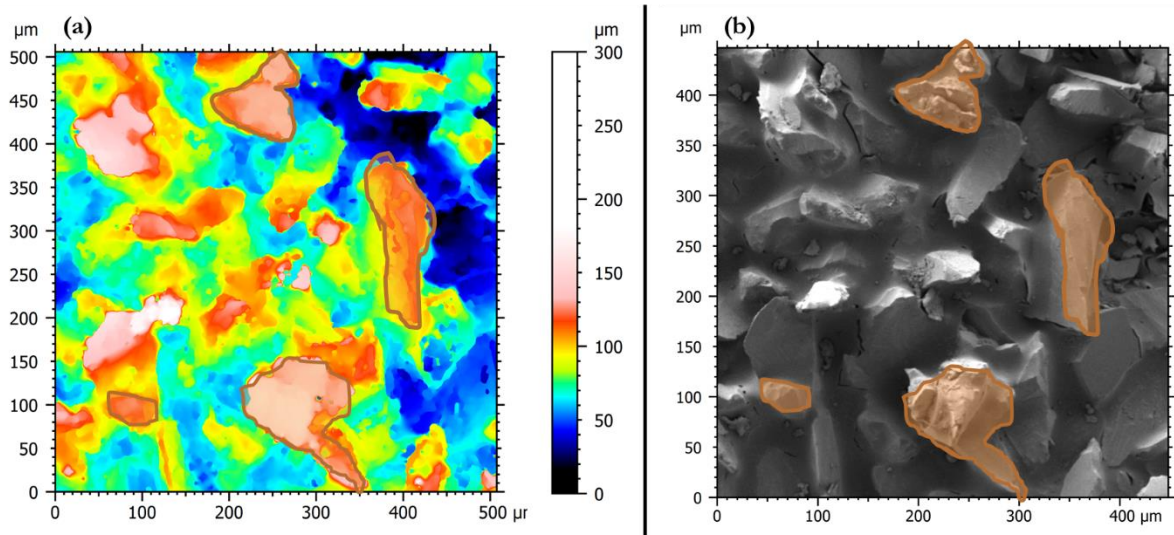


Figure 121. Observation des morphologies de grains pour la mesure par (a) microscope à variation de focus et par (b) MEB

La Figure 121 présente en encadré orange les grains observés par les deux méthodes de mesures. La comparaison montre que la méthodologie de mesure permet de restituer les bonnes morphologies de grains.

D'après les observations ci-dessus, on peut conclure que la méthodologie de mesure permet de bien restituer le nombre de grains et leurs morphologies. La mesure de topographie de toile est donc représentative de la toile réelle.

La Figure 122 montre l'acquisition de surface de toiles de différentes tailles de grains (topographie de surface et MEB).

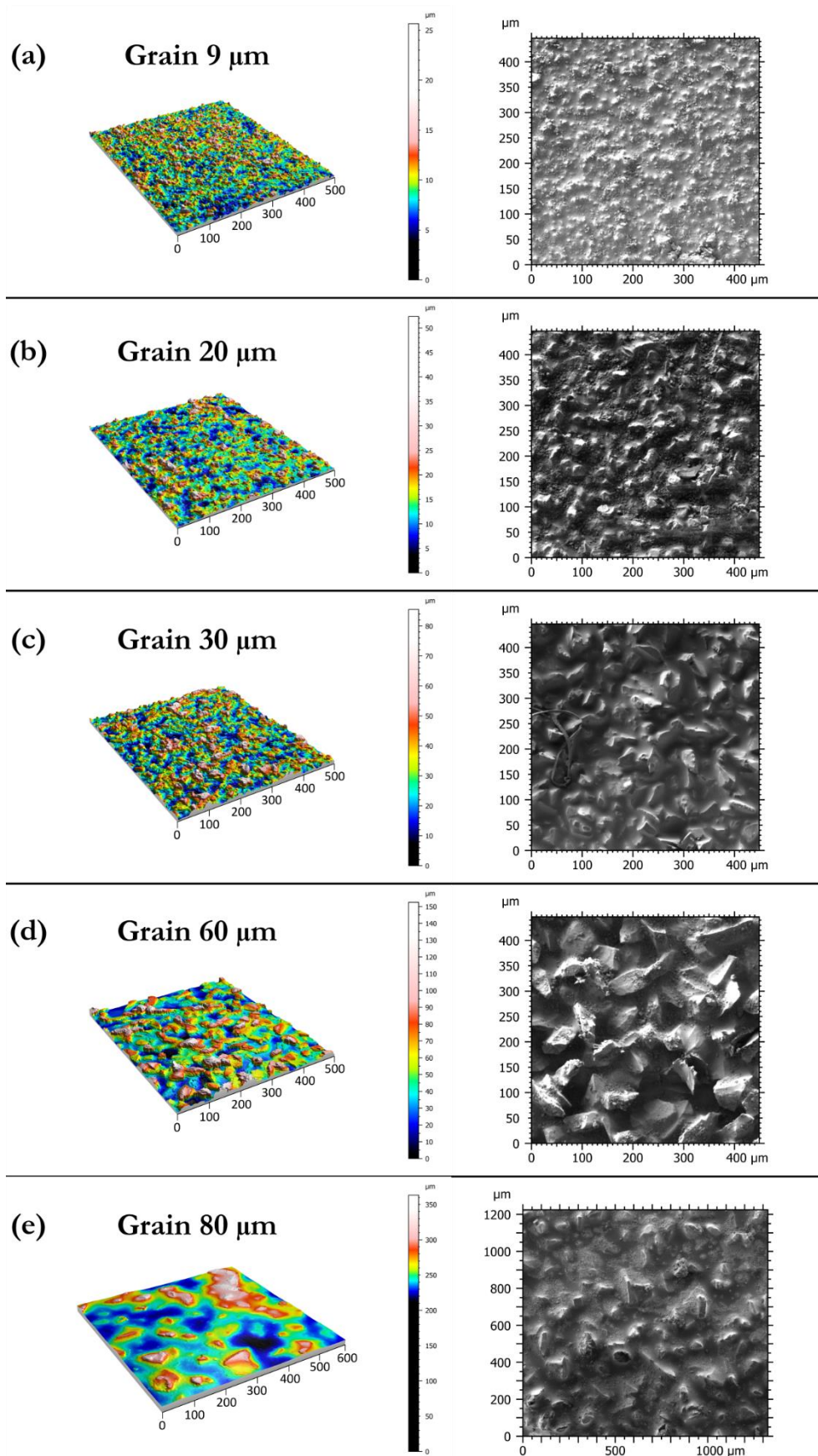


Figure 122. Observation de surfaces de toile abrasives pour différentes tailles de grains

L'analyse statistique des toiles mesurées est présentée en Annexe B et Annexe C. Cette analyse permet de confirmer que les toiles ont la même rugosité statistiquement peu importe le rouleau d'origine. En plus ces mêmes rouleaux, génèrent des rugosités similaires après toilage.

### 4.3 MODELE DE SIMULATION DE LA RUGOSITE EN TOILAGE:

Cette partie s'intéresse à la description des différents modules constituant le modèle. Cette description est accompagnée par un cas d'étude de modélisation de la rugosité de toilage. Les paramètres de toilage utilisés pour le cas d'étude sont listés dans le Tableau 11.

Tableau 11. Paramètres de toilage utilisés pour le cas d'étude

Fréquence d'oscillation	$f_{osc}$	Hz	24
Amplitude d'oscillation	$A_{osc}$	mm	1
Vitesse de rotation de la pièce	$N_p$	tour/min	900
Vitesse d'avance de la toile	$V_{atoile}$	mm/s	0.6
Force de toilage	$F_n$	N	150
Taille de grains		$\mu\text{m}$	30

Le cas d'étude choisit est le toilage avec le grain  $30 \mu\text{m}$ . La toile mesurée utilisée est illustrée en Figure 123 (les grains sont orientés vers le haut. Ils ont des altitudes positives et sont représentés par le jaune et le rouge).

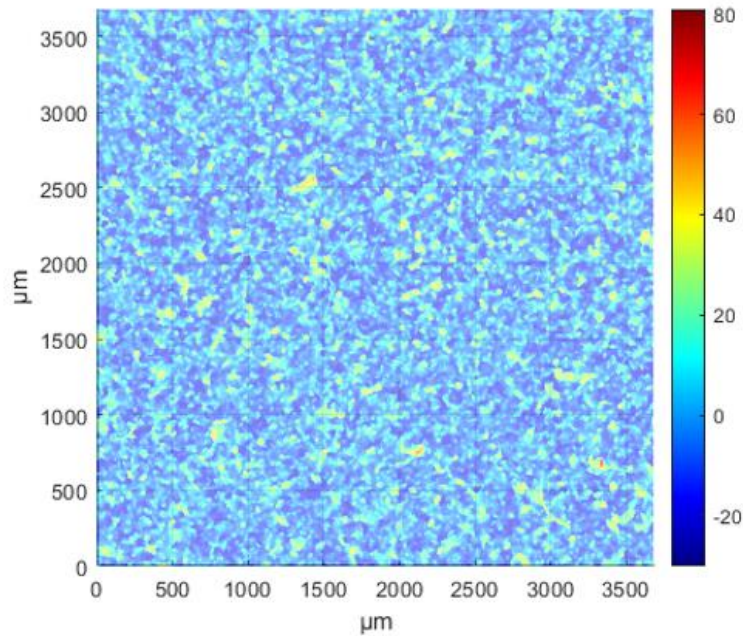


Figure 123. Toile mesurée pour le grain  $30 \mu\text{m}$

### 4.3.1 Module de contact macro (étape a)

Ce module permet d'obtenir la largeur de contact entre la pièce et la toile (poussée par un galet élastique). Cette largeur de contact notée  $l_{ty}$  dépend des conditions de contact entre la toile et la pièce.

Elle est donc une fonction des propriétés mécaniques du galet élastique et de la pièce, de leurs géométries et de la force de toilage appliquée. La schématisation du contact de Hertz est présentée dans Figure 124. Un rappel de la théorie de Hertz pour les contacts rectilignes est présenté en Annexe F.

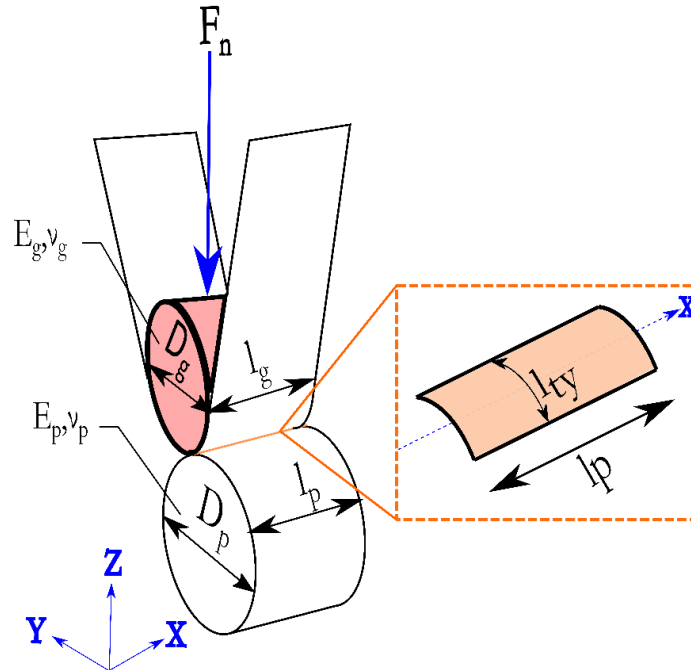


Figure 124. Schéma du contact macroscopique de Hertz lors du toilage.

En prenant l'hypothèse qu'il s'agit d'un contact rectiligne qui s'approche le plus de la réalité du procédé, la largeur de contact s'écrit :

$$l_{ty} = 2 \times \left( 2 \sqrt{(k_p + k_g) \frac{R_p R_g}{R_p + R_g} \times \frac{F_n}{\pi l_g}} \right) \quad (Eq\ 4-8)$$

Avec :  $k_i = \frac{1-\nu_i^2}{E_i}$  tel que  $E_i$  est le module de Young du matériau  $i$  et  $\nu_i$  son coefficient de poisson.

Les valeurs de ces paramètres pour l'acier cémenté 27MnCr5 et du galet en polymère 80 Shore A sont résumés dans la Tableau 12. Les paramètres mécaniques du galet en polymère ont été calculés en prenant comme référence les valeurs de (Khellouki, 2007) pour le galet 90 Shore A.

Tableau 12. Module de Young  $E$  (MPa) et coefficient de Poisson  $\nu$  de l'acier cémenté 27MnCr5 et les différents galets en polymère

Matériau	Module de Young (MPa)	Coefficient de poisson
Acier 27MnCr5	210000	0.3
Galet (80 shore A)	50	0.5

La valeur théorique de la largeur de contact calculée pour un galet 80 shore A est :  $l_{ty} = 1967 \mu m$ . Cette valeur est sous-estimée par rapport à la valeur expérimentale ( $l_{ty} = 3720 \mu m - 3900 \mu m$ ) observée sur le film de pression en Figure 125.



**N.B :** Le film de pression initialement présenté en Chapitre 3, se caractérise par la présence de plusieurs poches contenant de l'encre. L'application d'une pression supérieure à 1 MPa sur une des poches mène à son explosion.

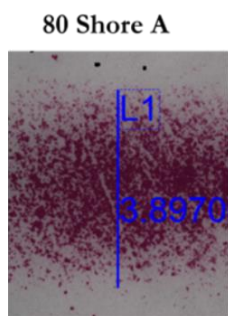


Figure 125. Largeur de contact observée pour un contact toile pièce pour le galet 80 shore A pour une force de  $F_n = 150\text{ N}$

### 4.3.2 Discrétisation des surfaces (étape b)

Le procédé de toilage implique des surfaces cylindriques de grandes dimensions et simultanément des largeurs de contact réduites. Ainsi, simuler l'opération de toilage d'un cylindre peut être simulée en considérant deux surfaces planes (avec l'axe  $Z$  l'axe d'enlèvement de matière - équivalent au rayon du cylindre). D'où l'intérêt d'un maillage surfacique sous forme de quadrillage carré comme illustré en Figure 126. Cette configuration de maillage permet l'emploi de matrices où chaque cellule représente les caractéristiques de l'élément de surface associé.

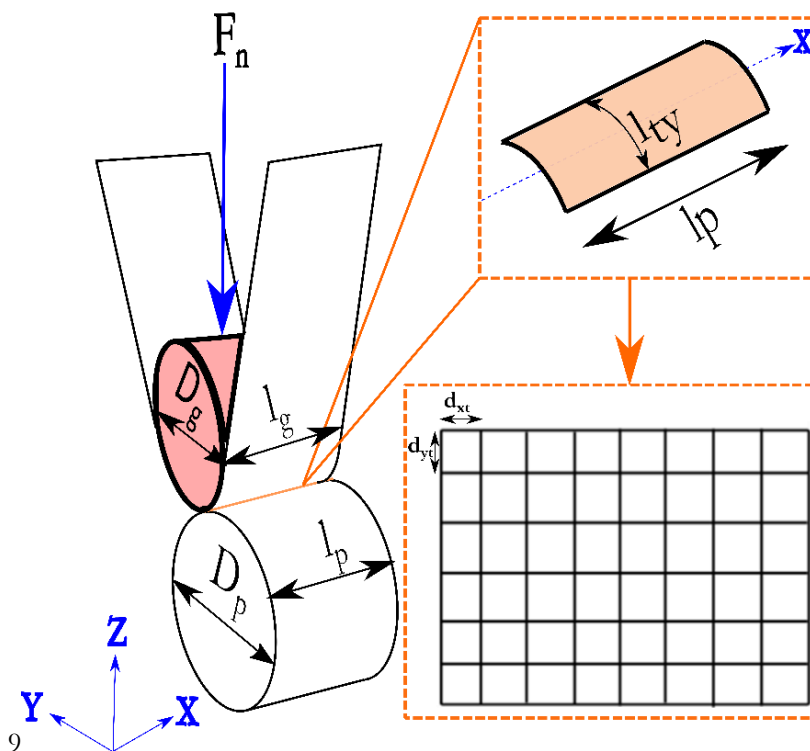


Figure 126. Maillage surfacique d'une pièce cylindrique

Pour une simulation de la topographie, il est nécessaire de descendre à des discrétisations spatiales équivalentes aux discrétisations des instruments de mesure de ces surfaces expérimentalement. Le choix

s'est donc porté sur une discrétisation avec des éléments carrés de côté  $d_{xt} = d_{yt}$  comme représenté en Figure 126. Cette dimension n'est autre que la résolution de la mesure de toile réelle ( $d_{xt} = 1 \mu\text{m}$ ). Ainsi le nombre de cellules des matrices se calcule par les formules suivantes :

- Nombre de cellules sur le périmètre de la pièce :

$$Nbr\_p^p = \text{ent} \left( \frac{\pi D_p}{d_{xt}} \right) = 131880 \quad (\text{Eq 4-9})$$

- Nombre de cellules sur la largeur de la pièce :

$$Nbr\_l^p = \text{ent} \left( \frac{l_p}{d_{xt}} \right) = 40000 \quad (\text{Eq 4-10})$$

Avec *ent* le nombre entier le plus proche.

Plusieurs matrices de toile et de pièce sont créées. Il s'agit de matrices de positions, ainsi que de matrices de topographie (dans ces matrices, chaque cellule représente une altitude). Les matrices représentatives de la toile sont notées avec un index **t** par exemple  $X_t$ . Tandis que les matrices de pièce sont notées avec un index **p** comme  $X_p$ .

La simulation du toilage complet d'une pièce (larges matrices de pièce **131880 × 40000 éléments**) reste impossible à l'échelle micro dans un délai raisonnable avec les performances actuelles de calcul. Ainsi, il est nécessaire de réduire le nombre d'éléments. Il est proposé de simuler une surface de la pièce dont les dimensions sont cohérentes avec la surface caractérisée expérimentalement. Cela va permettre de réduire considérablement les tailles des matrices de pièce (**400 × 400**). Cela est équivalent à simuler la topographie d'une surface de pièce de **400 μm × 400 μm**.

### 4.3.3 Module dimension de contact (étape c)

Ce module a pour but d'obtenir la longueur géométrique minimum de toile suivant l'axe **X**. Cette longueur permet que la toile raye l'ensemble de la surface de la pièce. Une configuration défavorable (toile trop étroite) est illustrée en Figure 127.

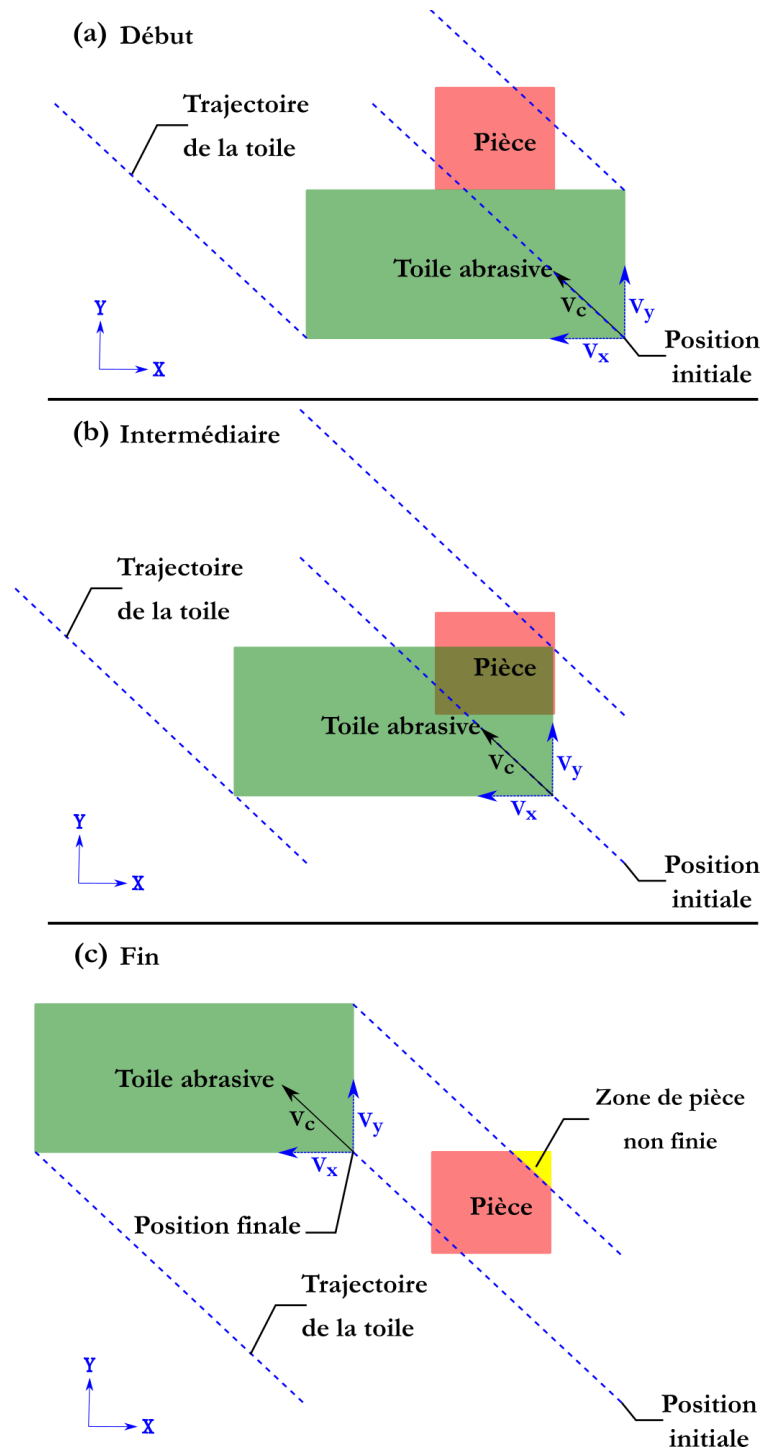


Figure 127. Schéma de simulation dans une configuration cinématique défavorable en utilisant une toile mal dimensionnée

L'objectif donc est d'obtenir la longueur de toile minimale suivant  $\mathbf{X}$  pour éviter ce cas de figure. La première dimension de toile est  $l_{ty}$  qui est déterminée précédemment par le module de contact macroscopique élastique.

La longueur géométrique minimum  $l_{tx}$  dépend des paramètres d'oscillation (fréquence et amplitude d'oscillation). La longueur de contact  $l_{ty}$  et les dimensions dépendent de la pièce à simuler ( $l_{px}, l_{py}$ ). Ce calcul permet d'assurer un recouvrement toile – pièce durant toute la durée du rayage (peu importe l'itération).

La valeur du recouvrement est calculée de façon à ce que, pour une configuration aux extrémités, la toile puisse passer en totalité sur la pièce. La Figure 128 représente le mouvement de la toile dans une configuration cinématique défavorable.

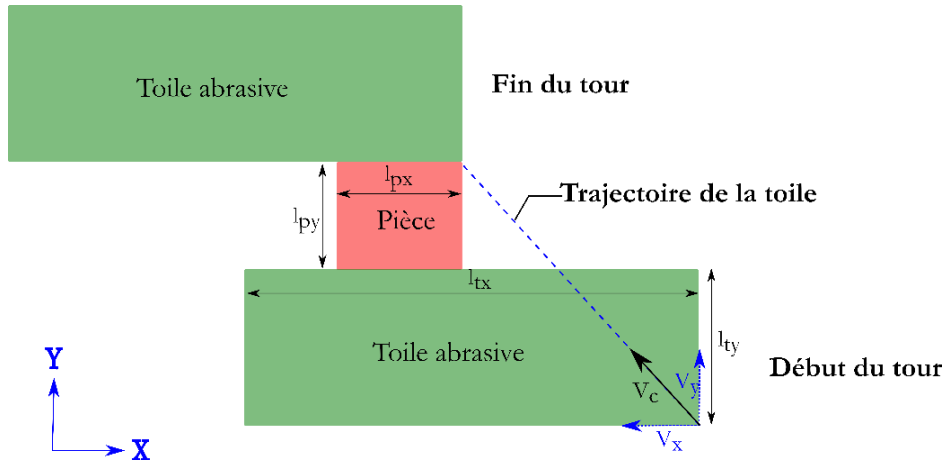


Figure 128. Schéma de simulation avec une toile aux dimensions minimales dans une configuration cinématiques défavorables

La longueur géométrique minimum de la toile suivant **X** :  $l_{tx}$  s'écrit donc comme suit

$$l_{tx} = 2 \times a_{osc} + l_{px} + 2 \times x_{recouv} \quad (Eq\ 4-12)$$

La valeur de recouvrement  $x_{recouv}$  illustré en Figure 129(b) est donc :

$$x_{recouv} = (l_{py} + l_{ty}) \times \frac{v_{xmax}}{v_{ymax}} = 86 \mu m \quad (Eq\ 4-13)$$

Cette valeur de recouvrement permet de garantir un passage de la toile sur la pièce peu importe la configuration de toilage.

La longueur géométrique minimum suivant **X** illustrée en Figure 129(a) s'écrit donc :

$$l_{tx} = 2 \times a_{osc} + l_{px} + 2 \times (l_{py} + l_{ty}) \times \frac{v_{ymax}}{v_{xmax}} = 1572 \mu m \quad (Eq\ 4-14)$$

Ainsi pour simuler une pièce de  $(400 \mu m \times 400 \mu m)$ , il est nécessaire d'utiliser une toile de  $(1572 \mu m \times 1967 \mu m)$  pour les conditions de toilage présentés en dessus.

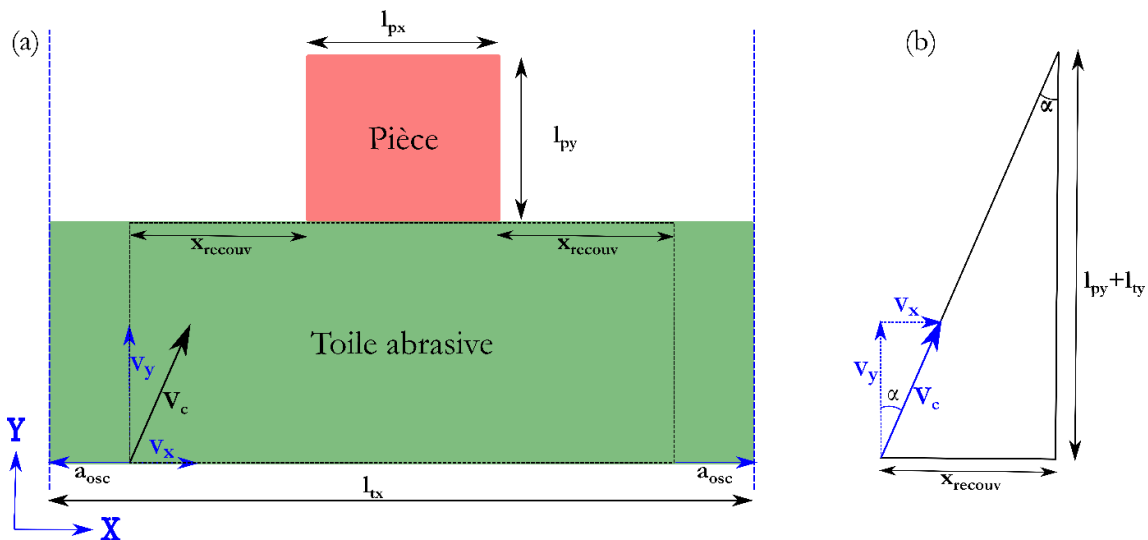


Figure 129. Schéma de calcul de la dimension de zone de contact

#### 4.3.4 Module d'indentation (étape d)

Le déplacement vertical de la toile par rapport à la pièce (nommé 'indentation' dans le travail présenté) dépend des paramètres matériaux (de la pièce et du galet) et de la force de contact. Une méthodologie pour le calcul de l'indentation a été développée. Celle-ci est présentée en Figure 130.

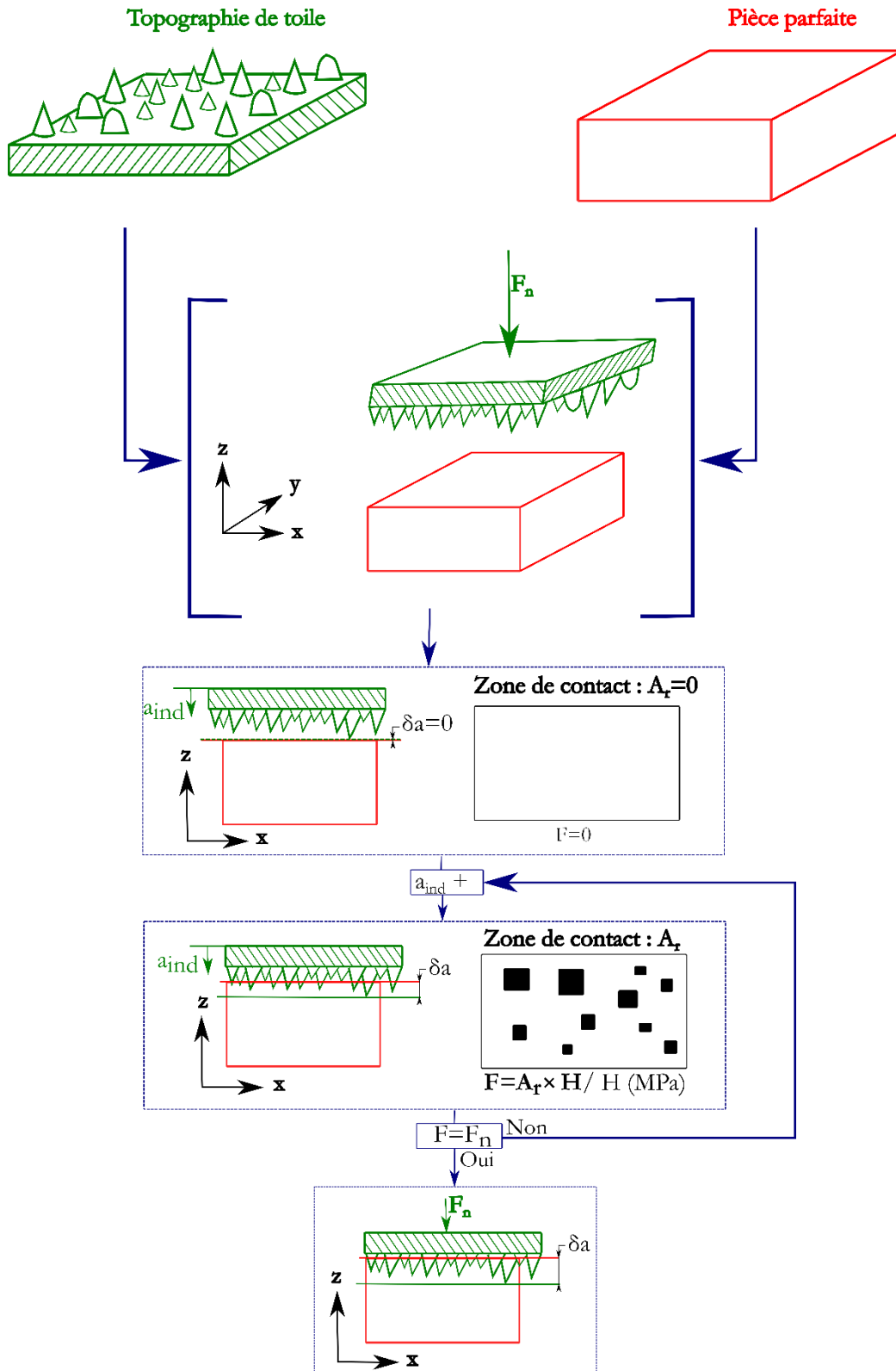


Figure 130. Schéma du module d'indentation

Ce modèle se base sur l’hypothèse de contact entre deux corps rigides. Ainsi dans notre cas, le contact d’une toile rigide dont la topographie est complexe, avec une pièce rigide, dont la topographie est parfaitement plate, est considéré.

Le mouvement vertical de la toile dans la pièce implique une intersection entre les deux corps. Cette intersection induit des forces de répulsion (force d’indentation). Elle est pilotée par la dureté du matériau.

L’idée est de mettre face à face une topographie de toile et une topographie de pièce, de positionner la toile à une hauteur pour laquelle il n’y a pas de contacts. Ensuite, il faut imposer un déplacement normal, puis calculer la surface de contact (d’après (Abbott and Firestone, 1933)) qui peut être approximée à la projection sur la surface de la partie indentée de la topographie (Archard, 1957). Une fois cette surface calculée, elle est injectée dans la formule développée initialement par Bowden & Tarbor (décrite dans le travail de (Ghaednia *et al.*, 2017) reliant la force d’indentation à cette surface de contact :

$$F_{ind} = A_r \times H \quad (Eq\ 4-15)$$

Tel que la dureté  $H$  (MPa) est trois fois la limite élastique :

$$H = 3 \times \sigma_e = 3 \times 1040 = 3120\ MPa \quad (Eq\ 4-16)$$

La limite élastique  $\sigma_e$  de l’acier 27MnCr5 cémenté trempé d’après (Maite Pérez, 2020) est 1040 MPa.

Une itération a lieu sur le déplacement vertical jusqu’à ce que la force d’indentation  $F_{ind}$  soit équivalente à la force de toilage qui est un paramètre d’entrée  $F_n$ .

#### 4.3.5 Module d’extraction aléatoire de topographies de toiles (étape e)

Ce module est la première étape de la boucle multi-rayage initialement présentée en Figure 131. Le procédé de toilage étant un procédé dont les grains en zone de contact se régénèrent tout au long de la durée de finition (à cause de l’avance continue de la toile), plusieurs parties de la toile (différentes topographies) vont venir créer la surface de pièce finale. Pour re-simuler l’effet aléatoire de la toile, il a été décidé de procéder à un tirage aléatoire de la toile abrasive de la surface de mesure comme l’illustre Figure 131.

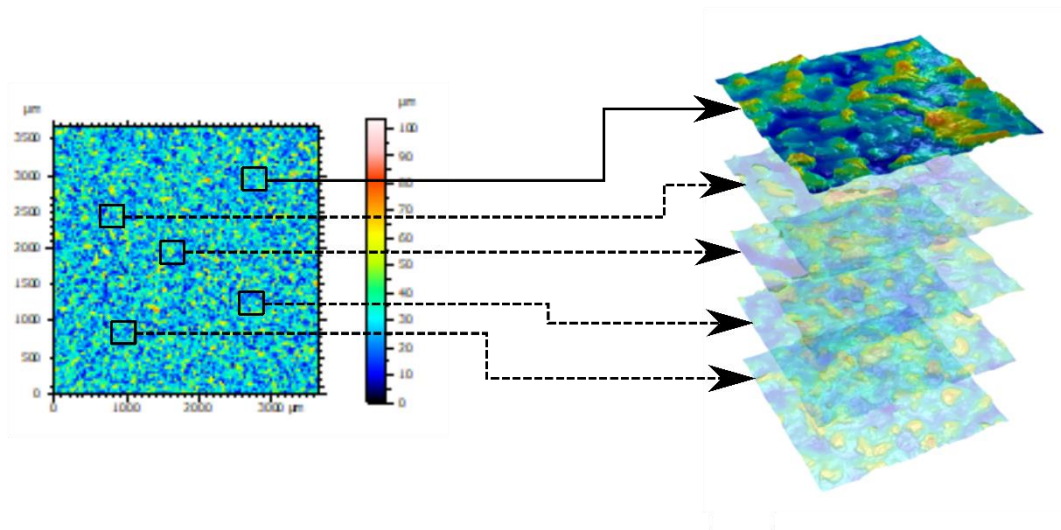


Figure 131. Schématisation du module de génération aléatoire de toile

Sur une mesure de topographie de toile ( $l_{mesure_x} \times l_{mesure_y}$  qui correspond généralement à  $3.5\ mm \times 3.5\ mm$ ), on va copier la topographie mesurée incluse dans un rectangle ( $l_{tx} \times l_{ty}$ ) positionné aléatoirement à l’intérieur de la surface de mesure.

La Figure 132 illustre une toile mesurée (taille de grain 30  $\mu\text{m}$ ) et la toile aux dimensions minimales extraite. Cette toile extraite est utilisée pour la suite de la simulation. A chaque tour, une nouvelle toile est extraite depuis la toile mesurée (Figure 114(e)).

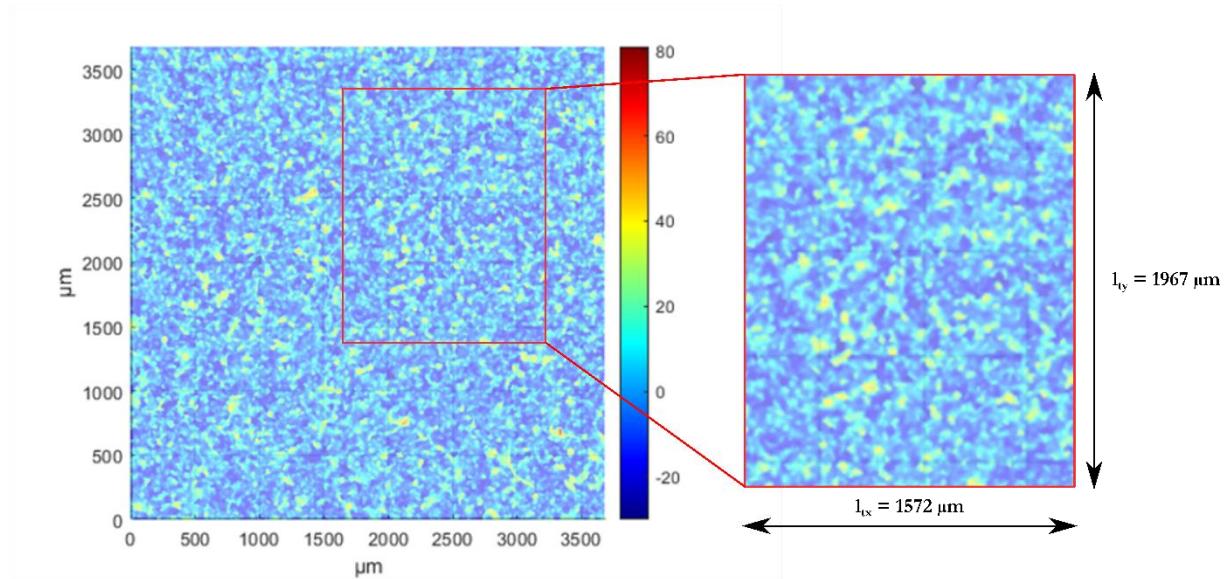


Figure 132. Illustration de la toile mesurée et la toile aux dimensions minimales extraite

#### 4.3.6 Module de discrétisation des déplacements de la toile (étape f)

L'objectif du module est de proposer une discrétisation temporelle permettant le déplacement de la toile d'une cellule à l'autre suivant la direction dominante du procédé (dans notre cas suivant l'axe  $\mathbf{Y}$ ).

Cette discrétisation permet d'avoir une concordance parfaite entre la matrice pièce et la matrice toile. Pour cela, le mouvement de la toile par rapport à la pièce pour chaque itération ne doit pas excéder une cellule ( $d_{xt} = d_{yt}$ ).

Le temps est un paramètre indispensable pour que le modèle cinématique reproduise les mouvements du procédé de toilage, d'où la nécessité d'une discrétisation temporelle. Cette dernière est fortement corrélée aux vitesses cinématiques et à la discrétisation spatiale. Ainsi, un incrément temporel est calculé à partir de la taille des mailles ( $d_{xt}$ ,  $d_{yt}$ ) et des vitesses maximales suivant chaque direction ( $v_{xmax}$ ,  $v_{ymax}$ ). Cet incrément temporel  $dt$  est défini constant pour l'ensemble de la simulation, il est défini comme suit :

$$dt = \min\left(\frac{d_{xt}}{v_{xmax}}, \frac{d_{yt}}{v_{ymax}}\right) \quad (Eq\ 4-17)$$

Ainsi, pour une toile positionnée en face de la pièce à l'instant initial  $t=0$  (Figure 133(a)), le mouvement de la toile correspond à 1 cellule au maximum à  $t = dt$  comme le montre la Figure 133(b), tandis qu'un mouvement non conditionné par l'incrément temporel induit un déplacement de toile de plusieurs cellules (Figure 133(b)) impliquant ainsi une discontinuité du rayage.

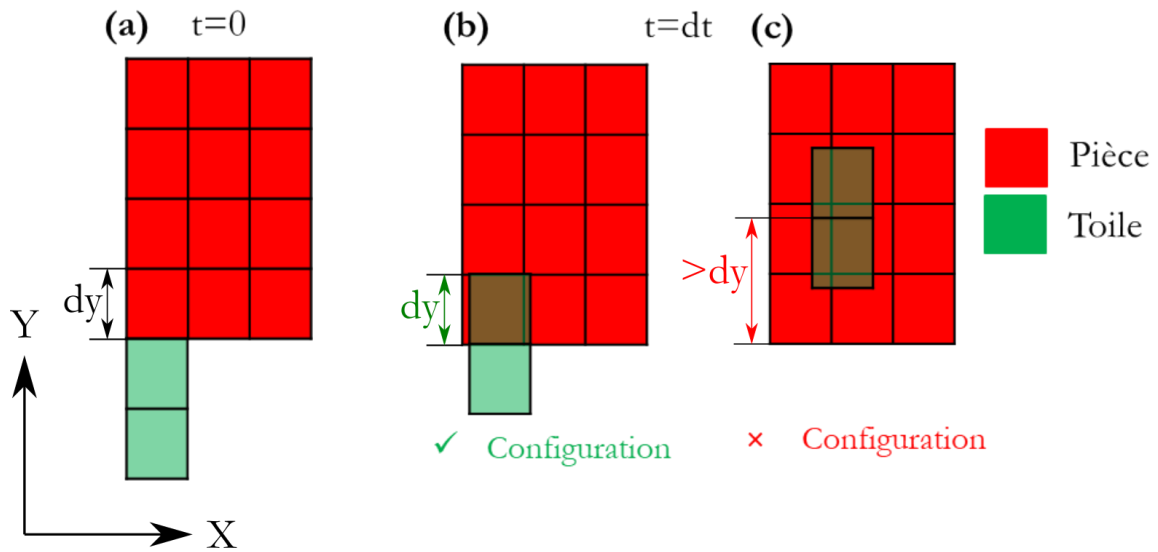


Figure 133. Déplacement de cellules de grains en fonction de la discrétisation temporelle

Cette discrétisation permet de garantir un déplacement relatif d'une maille à chaque itération temporelle. Par contre, cette discrétisation nécessite une approximation ou un recalage suivant la direction non gouvernante (direction de l'oscillation suivant l'axe **X**) pour s'assurer d'avoir des mailles face à face comme l'illustre Figure 134. La configuration présentée en Figure 134(a) ne permet pas d'effectuer des opérations booléennes entre les cellules de matrice, tandis que des cellules face à face présentées en Figure 134(b) permet de simuler un enlèvement de matière dans une matrice.

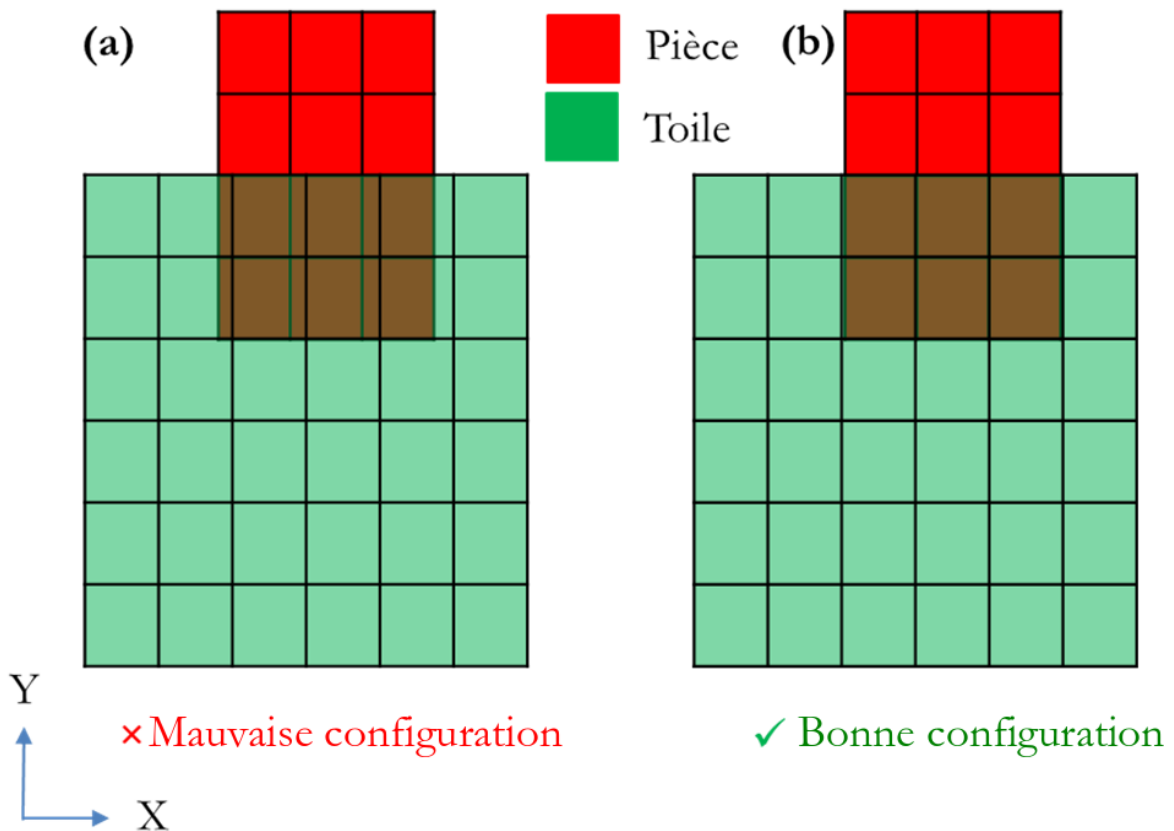


Figure 134. Configurations des matrices toile et pièce et leurs impacts sur l'enlèvement de matière



### 4.3.7 Module de recalage au point proche (étape g)

Jusqu'ici, la cinématique du procédé et la discrétisation ne permettent pas d'avoir des cellules de toile et de pièce parfaitement face à face (la configuration obtenue se caractérise par un léger décalage suivant l'axe d'oscillation comme montré sur Figure 134(a)). L'objectif de ce module est d'obtenir la bonne configuration illustrée précédemment en Figure 134(b).

Pour obtenir cette bonne configuration, ce module déplace la matrice de la toile au point le plus proche de la pièce sans provoquer de déformation de la toile. Ce procédé est illustré par la Figure 135 (étape (1) à (7)). Trois colonnes sont présentes sur la Figure 135, la première colonne décrit la configuration toile-pièce avant le mouvement de la toile, la deuxième quant à elle illustre la configuration pièce-toile après le mouvement de la toile suivant la cinématique du procédé (**pas de recalage au point proche**) et la dernière colonne présente la configuration utilisée par le modèle (**configuration après recalage au point proche**).

**1<sup>ère</sup> ligne** : Une constante de distance  $x_{ptproche}$  a été créée et initialisée à zéro. Cette constante correspond à la distance entre la position de la toile initiale et la position de la toile théorique en suivant parfaitement la cinématique pour l'itération (sans se soucier d'avoir des mailles parfaitement face à face). Elle permet de piloter ce recalage au point proche. L'étape (1) correspond à l'état initial de la toile (Figure 135) à  $t=0$  s, la configuration simulée reste comme la configuration initiale.

**2<sup>ème</sup> ligne** : La deuxième ligne de la Figure 135 présente le déplacement de la toile au pas de temps  $dt$  (incrément temporel). La toile bouge d'une distance  $l$  comme présenté à l'étape (2), la constante de distance  $x_{ptproche}$  est actualisée ( $x_{ptproche} = x_{ptproche} + l$ ). Cette constante est par la suite comparée à la moitié de la résolution  $d_{xt}$ , dans le cas illustré la valeur est inférieure à  $\frac{d_{xt}}{2}$ . La configuration simulée est illustrée par l'étape (3). La configuration prend en compte le mouvement suivant l'axe **Y**, le recalage de la toile au point le plus proche suivant l'axe **X** la remet à sa position initiale.

**3<sup>ème</sup> ligne** : La troisième ligne présente l'itération suivante (**2  $dt$** ), la configuration initiale correspond à la position toile-pièce respectant la cinématique parfaite (étape (2)). La configuration pièce – toile après mouvement est illustré par l'étape (4), la constante de distance  $x_{ptproche}$  est actualisée. Dans ce cas-là, cette constante est supérieure à la moitié de la résolution  $d_{xt}$ . Ainsi, la configuration simulée (étape (5)) consiste en un déplacement de la toile suivant **X** et **Y** d'une cellule. Ce déplacement de la toile d'une cellule suivant **X**, est suivi de la réinitialisation du paramètre  $x_{ptproche}$  à zéro.

**4<sup>ème</sup> ligne** : L'itération qui suit est illustrée par la quatrième ligne. La configuration pièce – toile est la nouvelle référence avant le mouvement. Une nouvelle référence pour le calcul de la constante  $x_{ptproche}$  est définie, elle correspond à l'extrémité de la toile (cette dernière est illustrée par une ligne verte sur la Figure 135 (5)). L'étape (6) illustre la configuration de la toile - pièce après mouvement de la toile, la constante de distance  $x_{ptproche}$  est actualisée. Dans ce cas-là, la constante est inférieure à la moitié de la résolution. Donc la configuration simulée consiste à déplacer la toile suivant l'axe **Y**, suivant l'axe **X** la toile est remise à la position de référence (illustrée par une ligne verte).

L'étape (6) et (7) de la **4<sup>ème</sup> ligne** correspondent à l'étape (2) et (3) de la **2<sup>ème</sup> ligne** avec une position de toile initiale de référence différente.

Cette méthodologie est appliquée jusqu'à ce que l'ensemble de la toile dépasse la pièce.

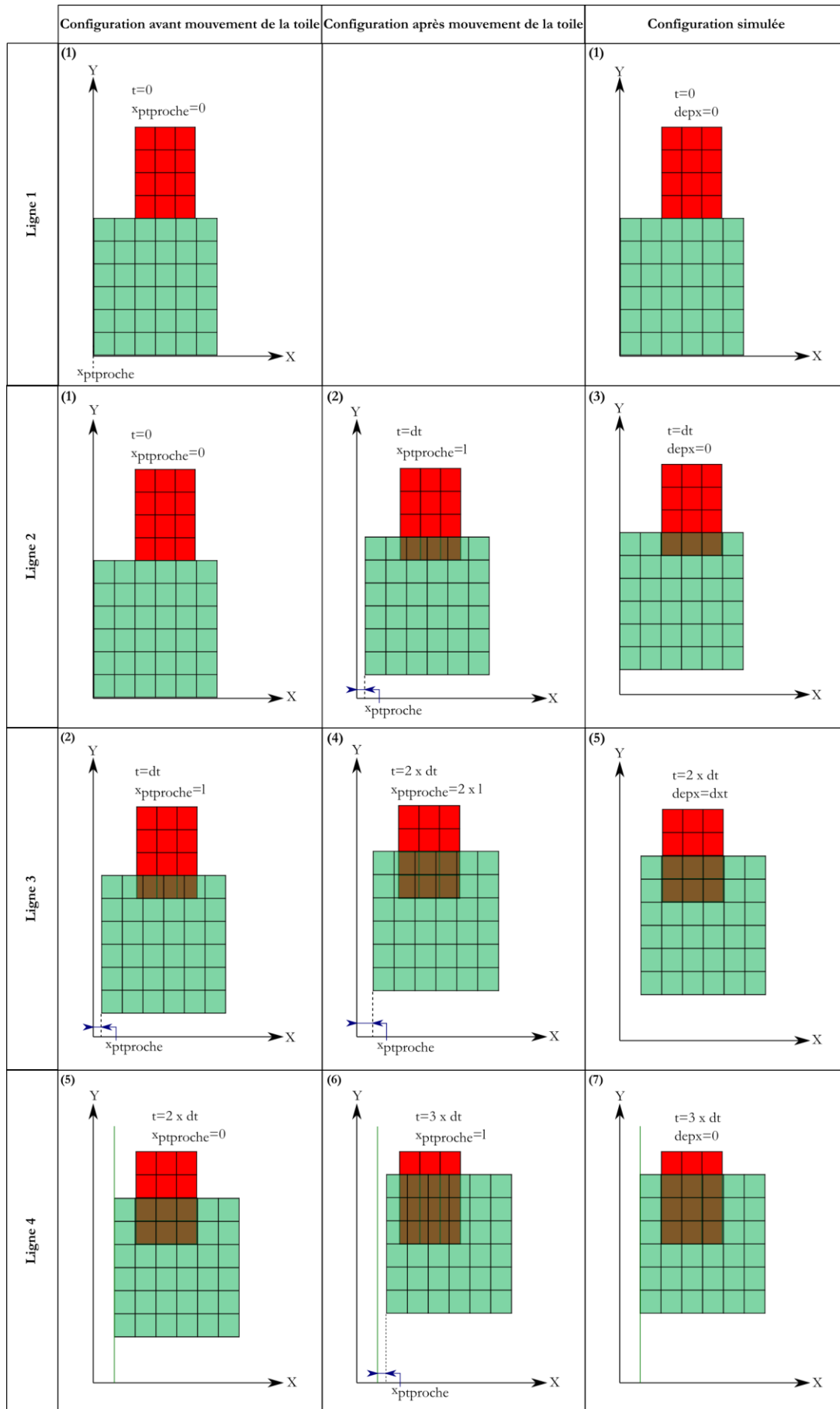


Figure 135. Fonctionnement du module de recalage au point proche

L'actualisation du paramètre de distance s'écrit en général comme suit :  $x_{ptproche} = x_{ptproche} + l(i)$ . Le déplacement de la toile est ordonné par une constante déplacement nommée  $depx$ .

L'équation (Eq 4-18) décrit l'actualisation de la constante de distance  $x_{ptproche}$  et du déplacement associé  $depx$  suivant les différents cas :

$$\begin{cases} -d_{xt}/2 < x_{ptproche} < d_{xt}/2 \Rightarrow depx = 0 \\ x_{ptproche} > d_{xt}/2 \Rightarrow depx = d_{xt}, x_{ptproche} = 0 \\ x_{ptproche} < -d_{xt}/2 \Rightarrow depx = -d_{xt}, x_{ptproche} = 0 \end{cases} \quad (Eq\ 4-18)$$

Ainsi les matrices pour déplacer la toile dans l'espace s'écrivent :

$$\begin{cases} Yt_{ptproche} = Yt \\ Xt_{ptproche} = Xt_{ptproche} + depx \end{cases} \quad (Eq\ 4-19)$$

A la fin de chaque tour, nous avons recours au module cinématique pour recalculer les nouvelles positions et les vitesses, la constante de distance  $x_{ptproche}$  est remise à zéro.

On peut observer sur la Figure 136 un exemple du parcours d'une cellule en utilisant le module de recalage au point le plus proche.

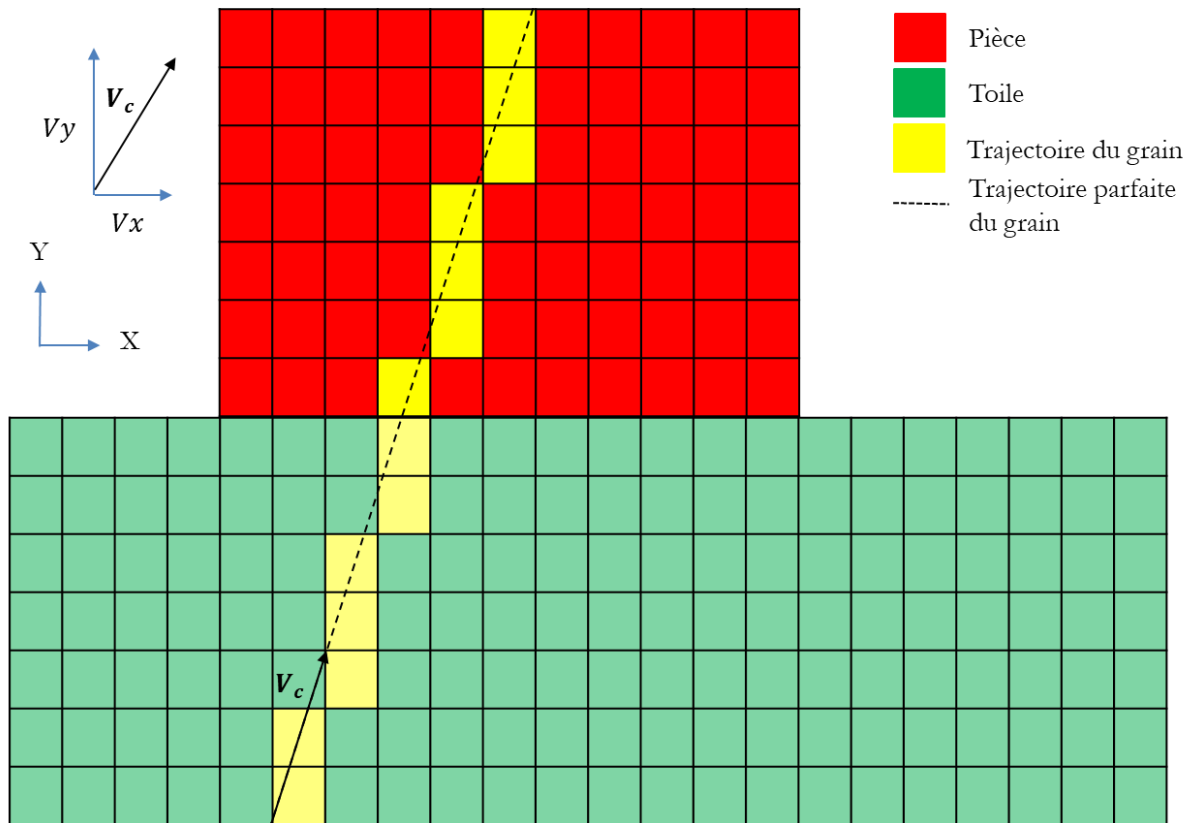


Figure 136. Exemple du parcours d'une cellule de toile pendant un passage de toile

#### 4.3.8 Module d'enlèvement de matière (étape h)

Les altitudes de la pièce calculées à l'itération précédente sont mises à jour à chaque itération si la toile est en contact, et que l'altitude de cette dernière est plus profonde que l'altitude de la pièce à jour. Une soustraction booléenne maille par maille est effectuée à chaque pas de temps.

**N.B :** D'un point de vue fonctionnement Matlab, les opérations booléennes se font entre matrices de même taille. Une toile équivalente (de la même taille que la pièce) est créée. Elle contient les altitudes de la toile dans la zone de contact toile - pièce et des zéros dans la zone de non contact.

On suppose que seule la topographie de surface de la pièce est modifiée par cette rayure virtuelle. A cette échelle, aucune élasticité, aucune déformation plastique et aucun copeau ne sont considérés.

Il est important de noter que l'enlèvement de matière booléen est une procédure cumulative. Cela signifie que l'effet d'un premier grain rayant la surface sera cumulé avec un second grain.

Les étapes E à I sont répétées jusqu'à ce que le nombre de tours souhaités soit atteint.

#### 4.4 SORTIES DU MODELE

A la sortie du modèle, l'ensemble des topographies simulées sont récupérées. La Figure 137 représente la topographie de pièce pour 60 secondes de toilage. Elle montre des rayures dans les différentes directions correspondant aux différentes orientations du vecteur vitesse de coupe.

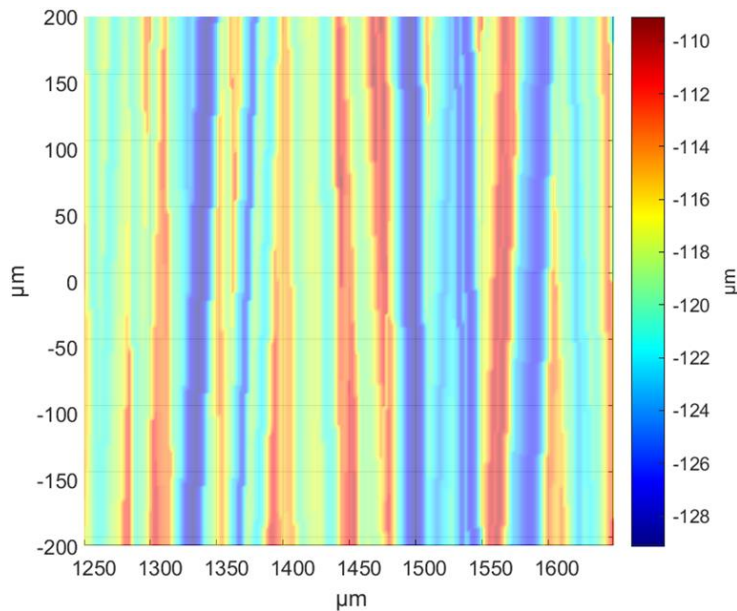


Figure 137. Topographie de surface simulée au bout de 60 s de toilage pour le grain 30 µm

La Figure 137 montre que la topographie simulée présente des angles très faibles. Ces angles sont compris entre  $-2^\circ$  et  $2^\circ$ . En effet, les conditions de toilage appliqués dans notre cas se caractérisent par de faibles angles de rayage.

Les 150 dernières topographies de pièce (parmi les 900 tours) sont récupérées. Ces dernières sont traitées sur Mountains Map 8.2 pour déterminer les paramètres de rugosité  $R_a$ ,  $R_{sm}$ ,  $R_k$ ,  $R_{pk}$ ,  $R_{vk}$ .

La Figure 138 présente l'évolution du paramètre de rugosité  $R_a$  simulé pour le grain 30 µm. Il apparaît que la rugosité se stabilise après 15 à 20 tours. Pour les résultats de rugosité, les résultats des 150 derniers tours sont gardés. Une moyenne est calculée sur la base de ces résultats, la barre d'erreur correspond au maximum et au minimum dans cette zone. Ce type de simulation implique un temps de calcul de 12 heures.

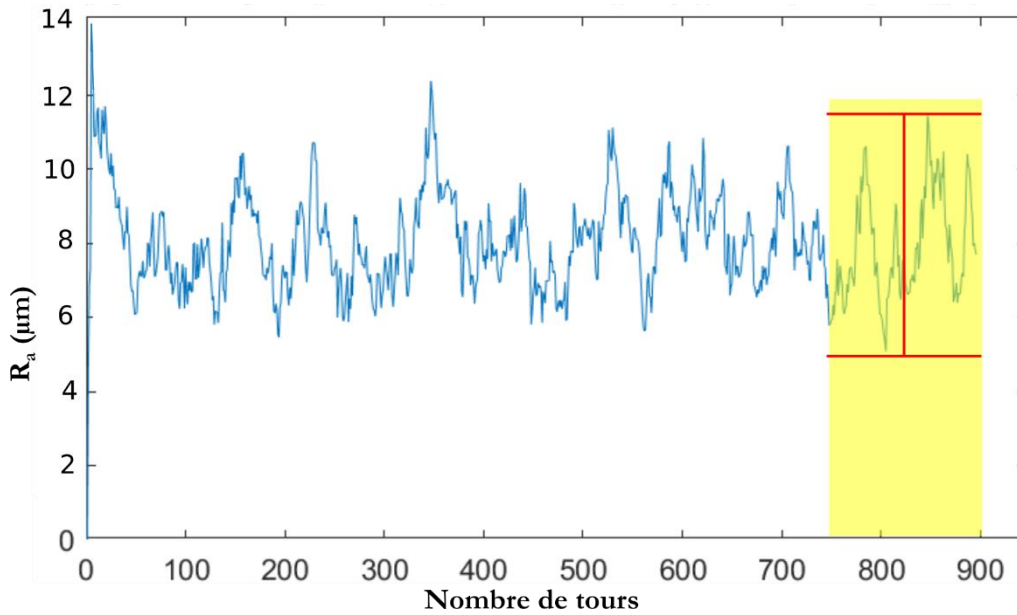


Figure 138. Evolution du Ra simulé du grain 30 µm en utilisant le modèle 3D

## 4.5 SIMULATION DES RUGOSITES GENEREES PAR LE TOILAGE : CAS D'ETUDE

Le présent chapitre présente les résultats des simulations du modèle de toilage. Pour cela, les paramètres de toilage présentés en Tableau 13 ont été choisis. Uniquement les tailles de grains ayant atteint le régime stabilisé (20 µm, 30 µm, 60 µm et 80 µm) sont simulées. Le grain 9 µm ne fait donc pas partie de cette étude numérique.

Tableau 13. Paramètres de toilage utilisés lors de la simulation

Fréquence d'oscillation	$f_{osc}$	Hz	24
Amplitude d'oscillation	$A_{osc}$	mm	1
Vitesse de rotation de la pièce	$N_p$	tour/min	900
Vitesse d'avance de la toile	$V_{toile}$	mm/s	0.6
Force de toilage	$F_n$	N	150
Taille de grains		µm	20-30-60-80

La Figure 139 présente l'effet de la taille de grain sur la rugosité moyenne  $R_a$ . Elle présente la comparaison entre les résultats de la simulation et les résultats expérimentaux. Les barres d'erreur représentent les valeurs minimales et maximales obtenues (à la fois pour les simulations et les expériences)

Il est bien clair sur la Figure 139(a) que les rugosités simulées sont d'un autre ordre de grandeur que les rugosités expérimentales. Ces valeurs simulées sont au moins 10 fois supérieures aux valeurs expérimentales. A noter, que l'on remarque une tendance similaire pour les grains (20 µm, 30 µm et 60 µm) ou les grains les plus petits génèrent les rugosités les plus faibles. Par contre, cette tendance n'est pas observée pour le grain 80 µm, où la rugosité est inférieure à celle du grain 60 µm. Cette différence de tendance est probablement due au fait que la toile 80 µm est moins rugueuse du fait que les grains sont plus plongés dans la matrice.

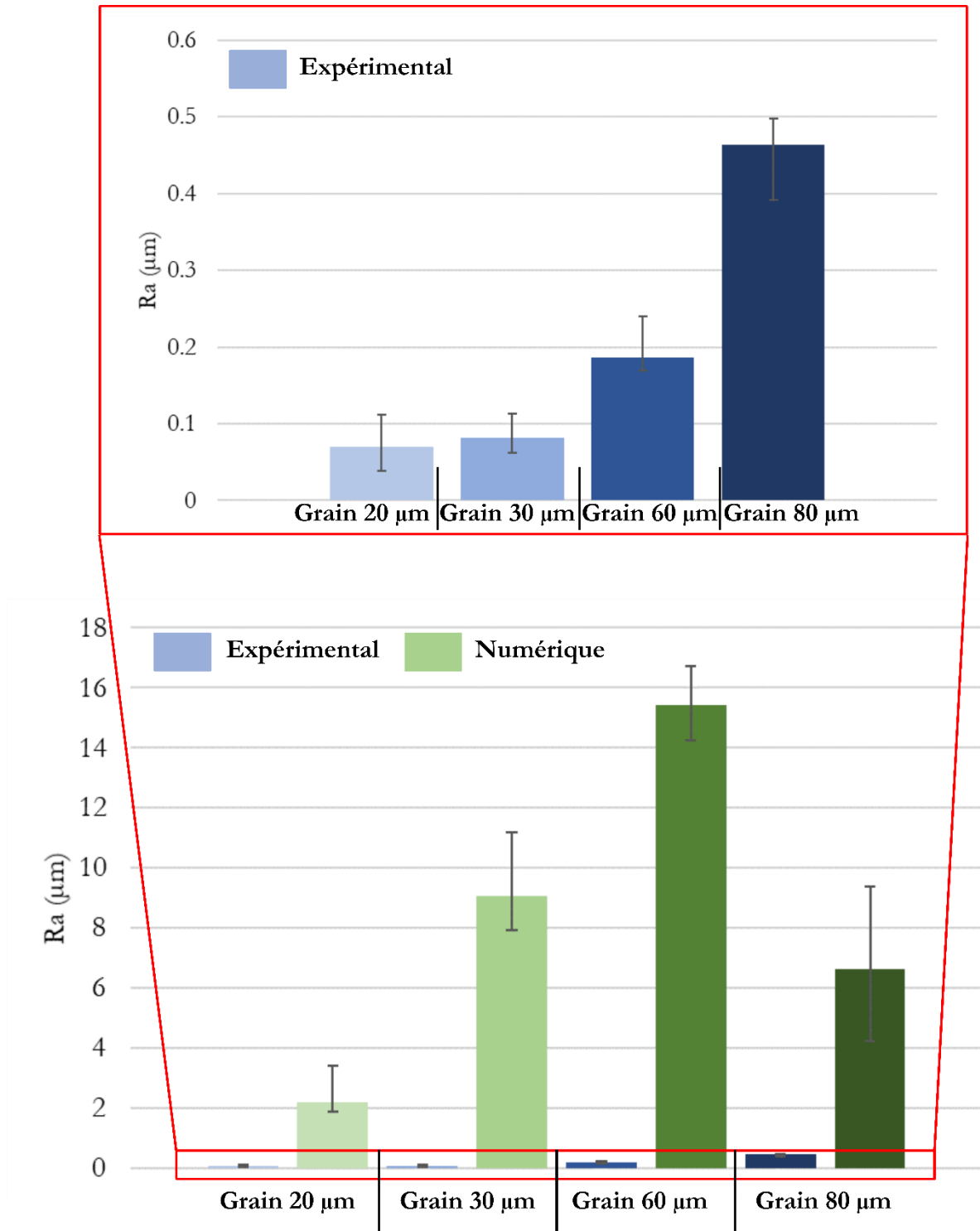


Figure 139. Rugosité moyenne  $R_a$  (a) comparaison du  $R_a$  expérimental numérique, (b) zoom sur le  $R_a$  expérimental

Les figures Figure 140, Figure 141 et Figure 142 représentent la comparaison entre l'expérimental et les simulations numériques des paramètres  $R_k$ ,  $R_{pk}$  et  $R_{vk}$ . Les résultats simulés présentent la même tendance que celle du  $R_a$ . Les valeurs simulées sont 10 fois supérieures aux valeurs expérimentales.

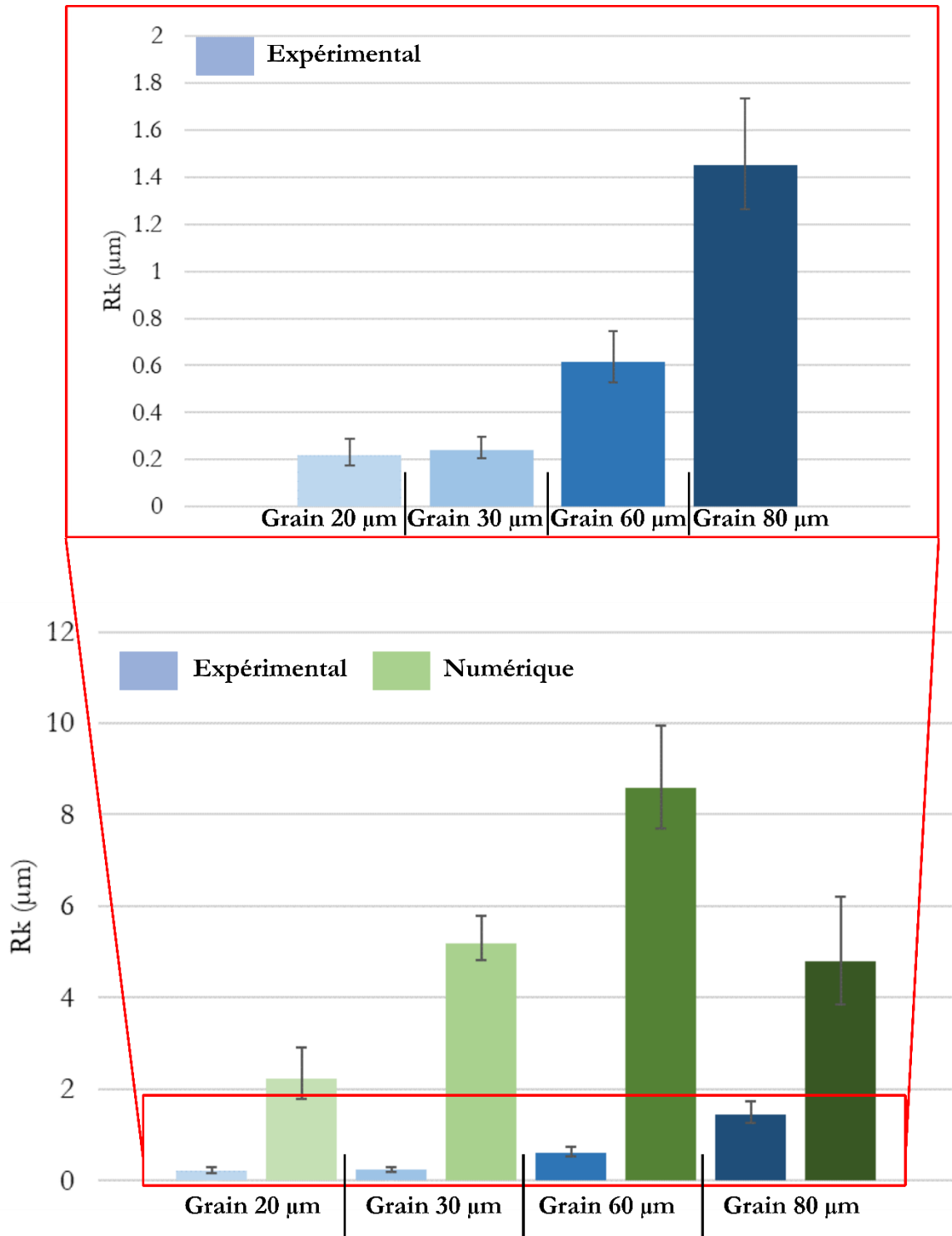


Figure 140. Rugosité moyenne  $R_k$  (a) comparaison du  $R_k$  expérimental numérique, (b) zoom sur le  $R_k$  expérimental

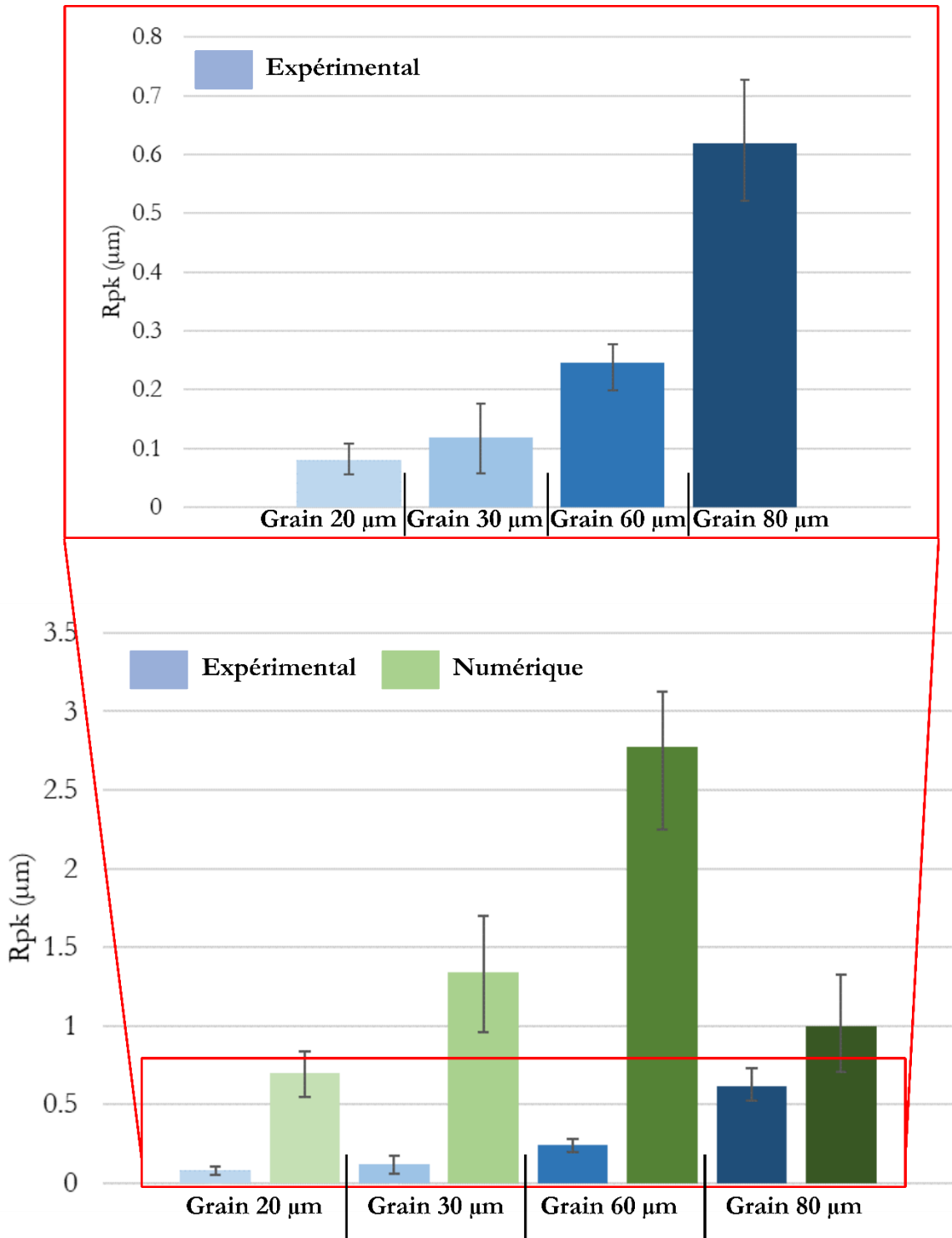


Figure 141. Rugosité moyenne  $R_{pk}$  (a) comparaison du  $R_{pk}$  expérimental numérique, (b) zoom sur le  $R_{pk}$  expérimental



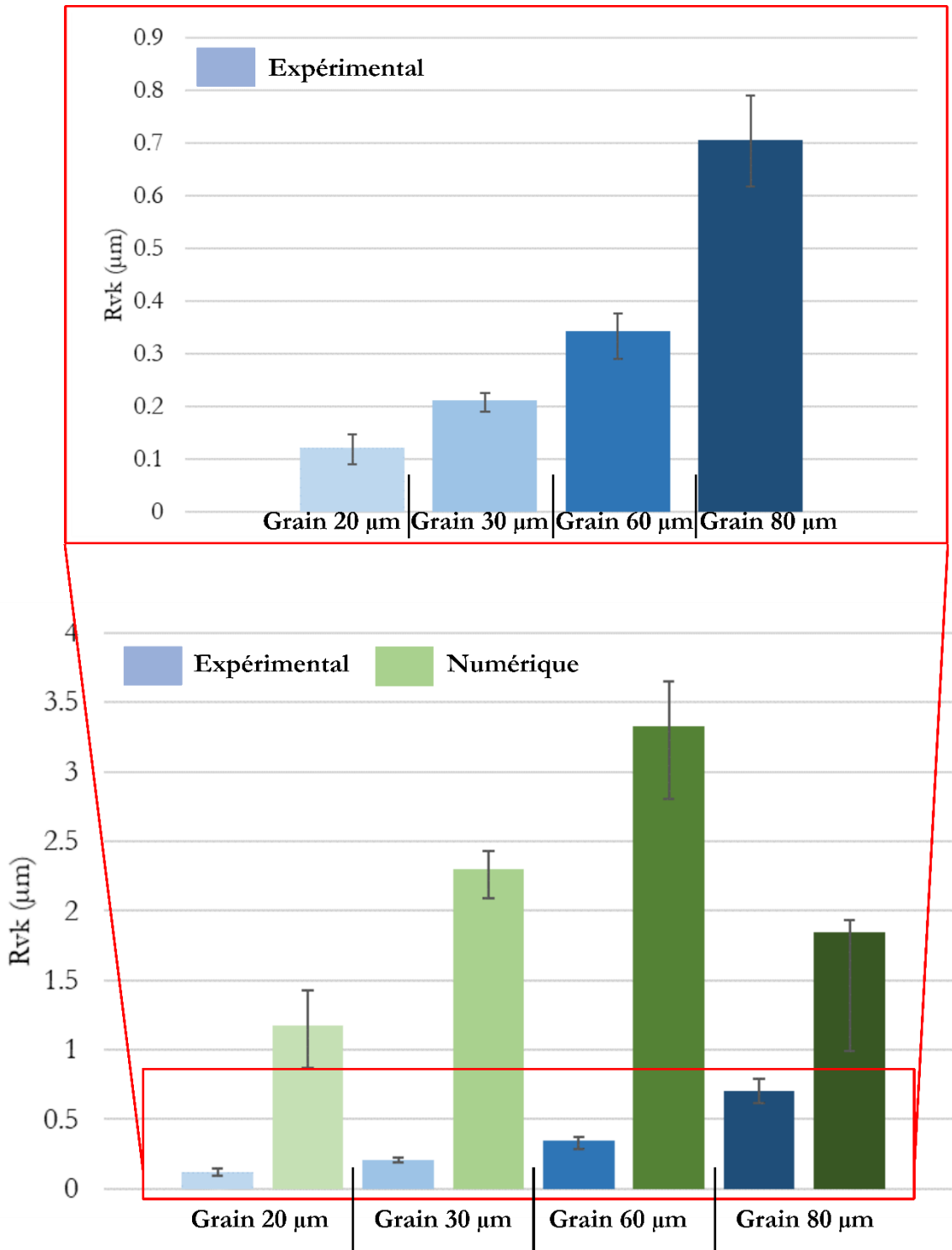


Figure 142. Rugosité moyenne  $R_{vk}$  (a) comparaison du  $R_{vk}$  expérimental numérique, (b) zoom sur le  $R_{vk}$  expérimental

#### 4.5.1 Sensibilité du modèle à la vitesse de coupe

Le modèle présenté considère que la vitesse de coupe est constante pour un passage de toile sur la pièce (pas de variation de vitesse entre le début et la fin du contact d'un grain sur la pièce).

La Figure 143 présente l'angle de coupe  $\alpha$  pour une position initiale (début du contact) et l'angle de coupe  $\alpha_1$  pour une position finale (fin du contact). Cet angle de coupe dépend des vitesses cinématiques  $V_x$  et  $V_y$ .

La différence d'angle de coupe  $\Delta_\alpha$  est calculé pour que l'extrémité de la toile passe totalement sur la pièce comme illustré en Figure 143.

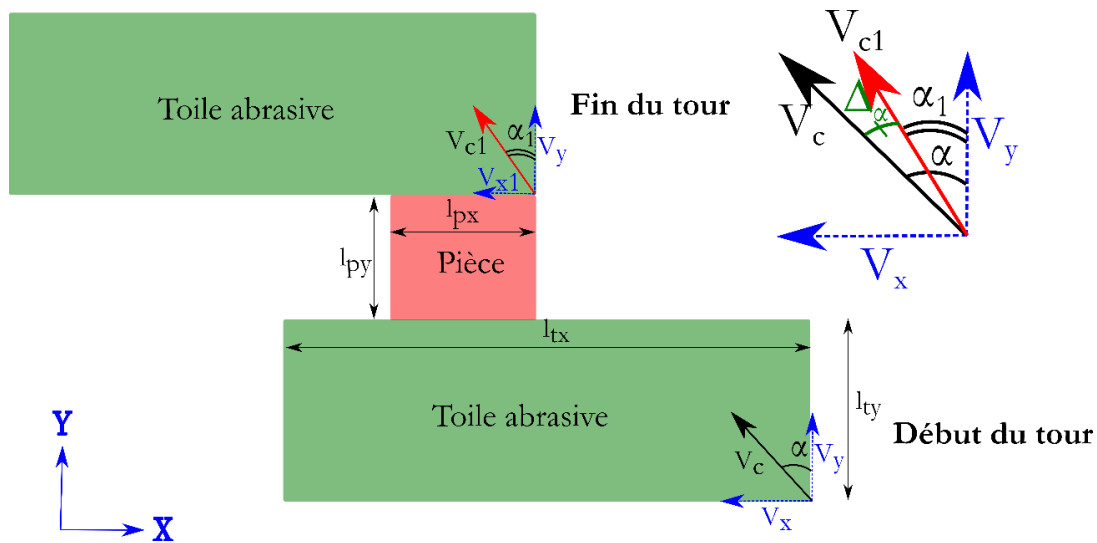


Figure 143. Illustration du paramètre de différence d'angle de coupe entre le début et la fin d'un tour  $\Delta_\alpha$

$$\Delta_\alpha = \tan^{-1}\left(\frac{V_x(t=0s)}{V_y}\right) - \tan^{-1}\left(\frac{V_x(t=t_1)}{V_y}\right) \quad (\text{Eq 4-11})$$

$$\text{Tel que: } t_1 = \frac{l_{ty} + l_{py}}{V_y} = \frac{4053 \times 10^{-3}}{2074.1} = 1.95 \times 10^{-3} \text{ s}$$

$$\text{Ainsi } \Delta_\alpha \text{ devient : } \Delta_\alpha = 2.08^\circ - \tan^{-1}\left(\frac{72.16}{2074.1}\right) = 2.08^\circ - 1.99^\circ = 0.09^\circ$$

En utilisant le même raisonnement, la variation d'angle relative entre deux itérations  $\Delta_{\alpha r}$  est calculée.

$$t_1 \text{ devient : } t_1 = \frac{d_{yt}}{V_y} = \frac{1}{2074.1} = 4.82 \times 10^{-7} \text{ s}$$

La variation d'angle relative entre deux itérations est de  $\Delta_{\alpha r} = (5.5 \times 10^{-9})^\circ$ .

La différence de l'angle entre deux itérations de coupe est très petite, de même pour la variation d'angle entre le début du contact et la fin du contact. Il est donc possible de considérer que la toile se déplace suivant la configuration calculée au début du tour, cette configuration ( $V_x$ ,  $V_y$  et  $V_c$  associé) est considérée constante pendant le tour  $i$  lors du contact. Ainsi l'hypothèse émise d'une vitesse constante lors du contact toile/pièce pour un tour donné est validée.

#### 4.5.2 Effet des hypothèses du modèle :

Le modèle prend aussi d'autres hypothèses qui peuvent causer ces différences de rugosité :

- Le modèle considère ainsi une toile rigide non déformable. La flexibilité de la toile et du galet polymère n'est pas prise en compte. De factor seuls les grains les plus saillants sont actifs. Ainsi les rayures sont plus profondes et ainsi la rugosité prédite est plus grande.
- Le modèle considère que les grains de la toile ne s'usent pas et sont considérés neufs (grains à arêtes vives et non arrondies par l'usure) tout au long de la simulation. Des grains pointus génèrent des rayures plus profondes et donc conduisent à prédire une rugosité plus élevée.
- Le modèle fait l'hypothèse que la pression de contact est homogène, ce qui diffère de la réalité.

- Enfin, le modèle suppose que chaque grain coupe parfaitement la matière (opération booléenne) ; Les phénomènes de labourage ne sont pas pris en compte, ce qui aurait tendance à lisser les surfaces générées et ainsi que de baisser la rugosité prédite.

Parmi les hypothèses présentées, le problème principal reste la déformation du système toile/galet qui n'est pas prise en considération. Pour observer l'effet de l'alignement des grains lors du procédé de toilage, un essai statique pour la mesure de surface de contact a été fait. Il consiste à intercaler un film de pression entre la toile et la pièce. Ce papier se caractérise par l'explosion de micro poches dans les zones d'application de pression supérieure à 1 MPa. Le principe de cette mesure de surface de contact est présenté en Figure 144.

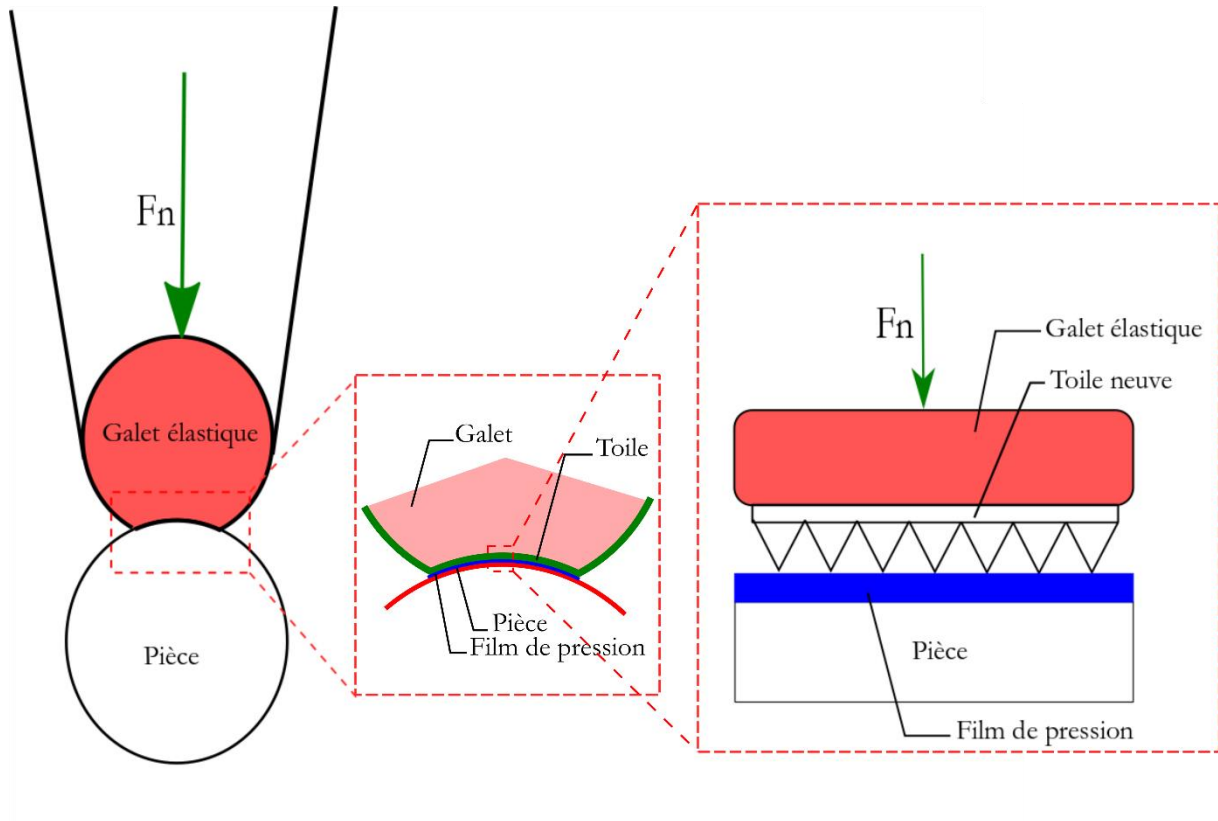


Figure 144. Principe de mesure du contact par le film de pression

L'observation du film de pression et de la topographie de surface mesurée par MEB est présentée en Figure 145

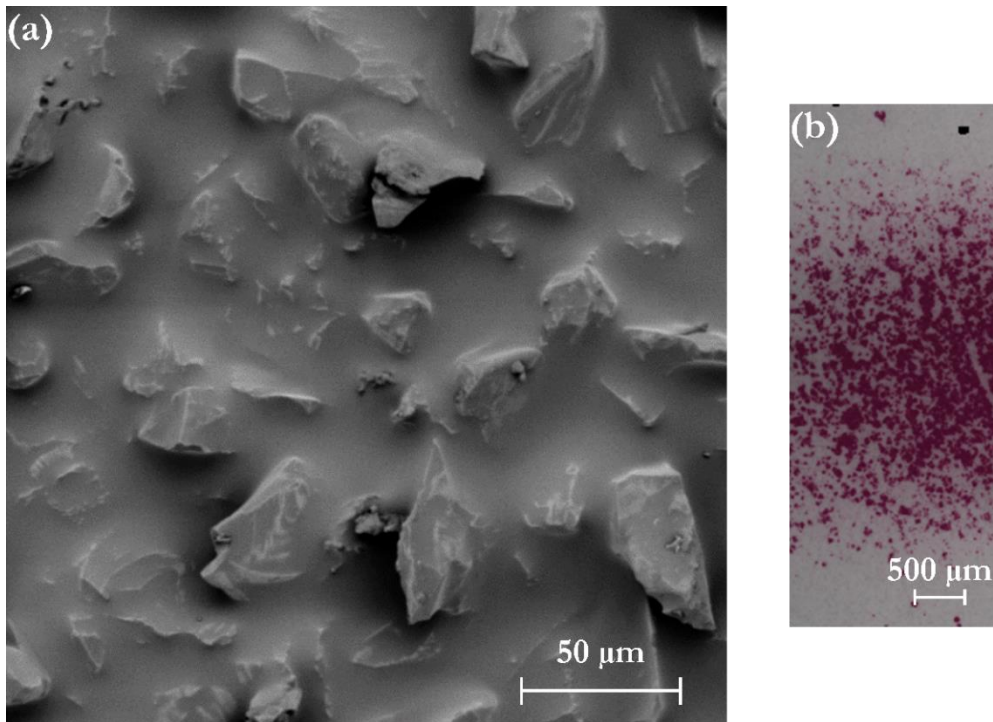


Figure 145. Observation (a) d'une toile 30  $\mu\text{m}$  au MEB, (b) de la zone de contact avec un grain 30  $\mu\text{m}$  (SUPFINA) en utilisant le film de pression

L'observation MEB (Figure 145(a)) met en avant une toile avec différents grains de différentes tailles, plus ou moins enfoncés dans la matrice. Ces grains sont espacés d'environ 60  $\mu\text{m}$ . Tandis que l'observation de la zone de contact (Figure 145(b)) met en évidence que plusieurs bulles d'encre ont explosés (pression supérieure à 1 MPa), la distance entre les bulles explosées est nettement supérieure au nombre de grains saillants. Cette observation laisse penser que des grains de différentes hauteurs viennent s'aligner à la même hauteur en lien avec la flexibilité du système toile/galet.

Ainsi, le toilage se caractérise par l'alignement des grains, ce qui permet d'augmenter la surface de contact et réduire l'indentation. D'où la différence entre les observations expérimentales et les résultats de la simulation.

## 4.6 CONCLUSIONS ET PERSPECTIVES D'AMELIORATION

Le modèle présenté ci-dessus permet la simulation des topographies de surface générées par le toilage ainsi que leurs paramètres de rugosité. Ce modèle dépend des données d'entrées liées au toilage et aussi de la topographie de toile initiale injectée dans le code.

Bien que dans la bibliographie, la modélisation des procédés abrasifs passait principalement par des surfaces abrasives modèles construites à partir des paramètres de rugosité de l'outil abrasif, ce travail considère comme entrée une vraie topographie de toile. Une description détaillée de la méthodologie utilisée a été présentée.

Il a été remarqué que les rugosités des surfaces simulées étaient beaucoup plus grandes que les rugosités des surfaces expérimentales. Une analyse a permis de dégager comme cause principale la rugosité de la toile utilisée. Ainsi celle-ci est considérée rigide alors qu'en réalité, le galet élastomère permet à différents grains de s'aligner à la même hauteur. Cet alignement des grains n'est pas pris en compte par le modèle présenté.

Le prochain chapitre se focalise sur l'alignement des grains à la même hauteur et son effet sur les topographies de surface simulées.

# 5

## SIMULATIONS EN PRENANT COMPTE LA FLEXIBILITE DU SYSTEME GALET - TOILE

Ce chapitre aborde la méthodologie de mesure des toiles abrasives, leurs analyses et traitements. La première section introduit le principe d’alignement des grains, elle décrit les différentes méthodes d’alignements. Ensuite dans la section 5.2, deux méthodes de traitement de toile pour aligner les grains sont étudiées et simulées, leurs résultats sont comparés. Enfin, la section 5.3 propose les perspectives d’amélioration du modèle.

### Sommaire :

<b>5.1</b>	<b>METHODES D’ALIGNEMENT DES GRAINS.....</b>	<b>159</b>
5.1.1	ALIGNEMENT DES GRAINS PAR DETECTION DE MOTIFS.....	159
5.1.1.1	Détection des motifs.....	159
5.1.1.2	Alignement des motifs assimilés aux grains.....	162
5.1.2	ALIGNEMENT DES GRAINS PAR FILTRE MORPHOLOGIQUE.....	165
5.1.2.1	Présentation des filtres morphologiques.....	165
5.1.2.2	Comparaison des filtres.....	167
5.1.2.3	Calcul du rayon de sphère optimal pour le filtre.....	169
5.1.3	COMPARAISON DES SURFACES DE TOILES AVEC GRAINS ALIGNES PAR DIFFERENTES METHODES 174	
<b>5.2</b>	<b>EFFET DE L’ALIGNEMENT DES GRAINS .....</b>	<b>176</b>
5.2.1	CONCLUSIONS INTERMEDIAIRES.....	182
<b>5.3</b>	<b>PERSPECTIVES D’AMELIORATION.....</b>	<b>183</b>
<b>5.4</b>	<b>CONCLUSIONS.....</b>	<b>190</b>

Le procédé de toilage se caractérise par la présence d'un galet élastomère qui presse une toile abrasive sur la pièce. Ceci permet à la toile d'épouser au mieux la forme de la pièce dans la zone de contact. Le caractère élastique du galet additionné à une toile flexible permet le déplacement des grains les uns par rapport aux autres. Ainsi, plusieurs grains dans la zone de contact viennent au contact de la pièce comme illustré en Figure 146 (au contraire des supports rigides dans lesquels uniquement les grains saillants sont en contact avec la pièce).

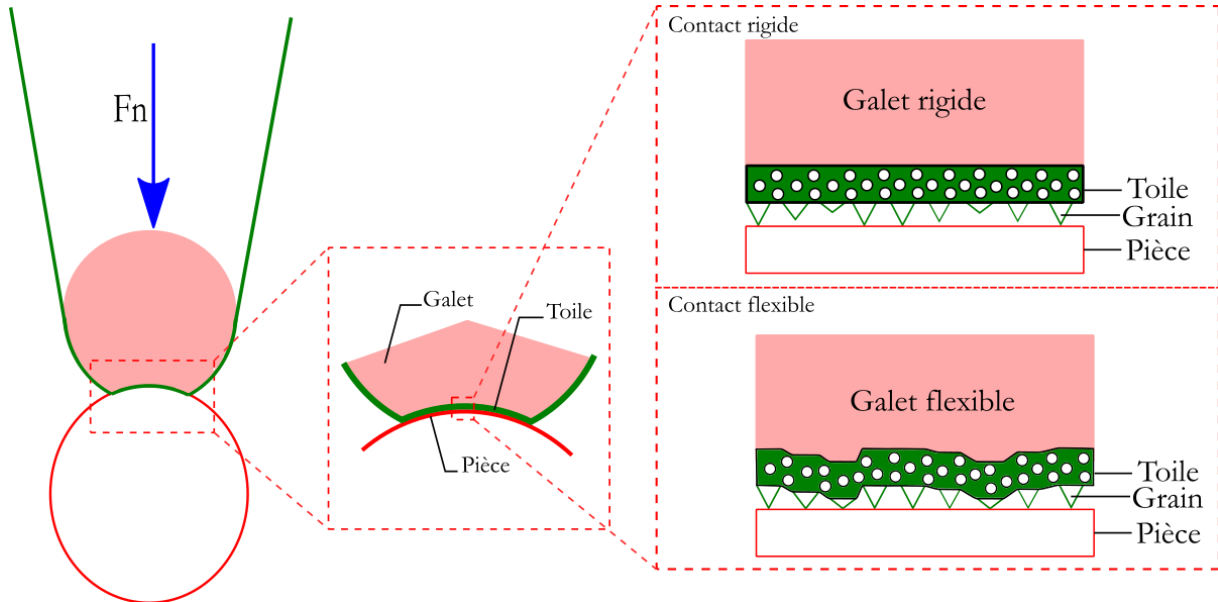


Figure 146. Schématisation d'un contact rigide et flexible à l'échelle mésoscopique

Plusieurs grains de la toile abrasive, se retrouvent donc pendant le toilage à la même hauteur durant le procédé. Cela implique le besoin d'aligner les grains de la toile pour une modélisation plus réaliste.

Le modèle présenté précédemment en chapitre 4 est utilisé durant ce chapitre. Les paramètres d'entrée actualisés sont listés sur le Tableau 14.

Tableau 14. Paramètres d'entrée du modèle 3D actualisé pour le Chapitre 5

	Unités	Valeurs
Vitesse de rotation de la pièce $N_p$	$(tr. min^{-1})$	900
Vitesse d'avance de la toile $V_{toile}$	$(mm. s^{-1})$	0.6
Fréquence d'oscillation $f_{osc}$	$(Hz)$	0 – 12 – 24
Amplitude d'oscillation $A_{osc}$	$(mm)$	0 – 1
Force de toilage $F_n$	$(N)$	150
Diamètre du galet $D_g$	$(mm)$	70
Largeur du galet $l_g$	$(mm)$	50
Module de Young du galet $E_g$	$(MPa)$	50
Coefficient de poisson du galet $\nu_g$		0.5
Taille des grains abrasifs	$(\mu m)$	20 – 30 – 60 – 80
Méthode d'alignement des grains		Filtre de dilatation – Détection de motifs
Diamètre de la pièce $D_p$	$(mm)$	44
Largeur de la pièce $l_p$	$(mm)$	40
Module de Young de la pièce $E_p$	$(MPa)$	210 000
Coefficient de poisson de la pièce $\nu_p$		0.3
Limite élastique de la pièce $\sigma_e$	$(MPa)$	1040
Temps de toilage $t$	$(s)$	60

L'étude se focalisera sur l'alignement des grains de la toile et son effet sur les topographies de surface. Ainsi, différentes méthodes d'alignement des grains d'une toile sont présentées. Les topographies générées par ces méthodes sont comparées par la suite.

## 5.1 METHODES NUMERIQUES D'ALIGNEMENT DES GRAINS

Dans cette partie, deux méthodes numériques de réalignement des grains ont été utilisées : réalignement des grains par détection de motifs, et réalignement des grains en utilisant des filtres morphologiques. Les topographies de toiles avec grains alignés par les deux méthodes sont par la suite comparées.

### 5.1.1 Alignement des grains par détection de motifs

#### 5.1.1.1 Détection des motifs

La détection de grains se fait sur Mountains Map 8.2 en utilisant la méthode Watershed suivie de l'élagage de Wolf (Wolf, 1991). Cette méthode consiste à remplir virtuellement la topographie d'eau jusqu'à retrouver



les lignes de partage des eaux, ainsi les points de selle sont définis comme étant les points d'intersection des lignes de crête et des lignes de vallées (ils correspondent au maximum sur la ligne de vallée et au minimum sur la ligne de crête). L'algorithme basique de la méthode Watershed (Blateyron, 2013) peut s'écrire comme suit :

- Calcul des points critiques de la surface : pics (notés A dans la Figure 147(a)), vallées (notés A dans la Figure 147(b)) et points de selle (notés C dans la Figure 148(a)) sur la surface.

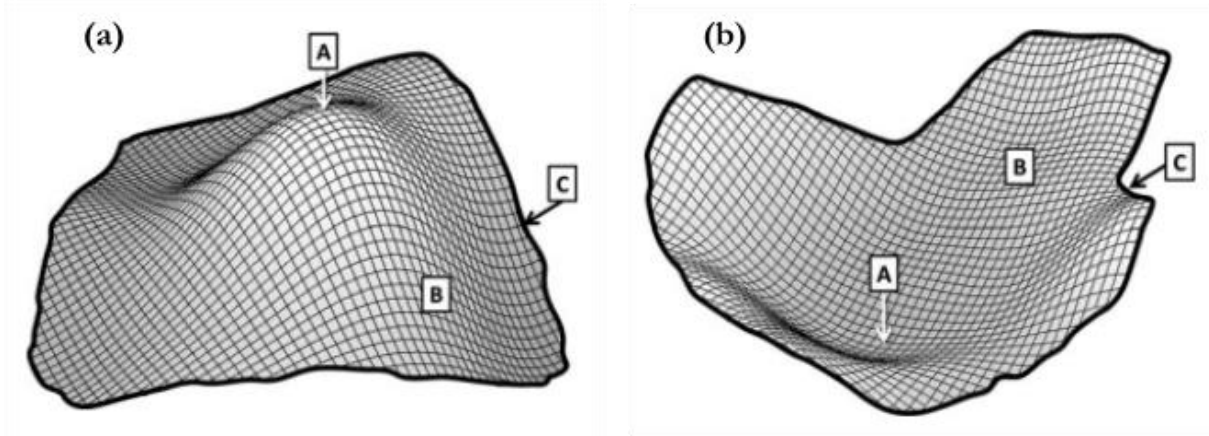


Figure 147. Représentation schématique d'un (a) pic et d'une (b) vallée selon (Blateyron, 2013)

- A partir de chaque point de selle, calcul des chemins de montée maximum (il y en a toujours deux ou plus à partir de chaque point de selle) jusqu'à ce qu'ils atteignent un pic et, à partir de chaque point de selle, calcul des trajets maximaux en descente jusqu'à ce qu'ils atteignent le fond d'une vallée (Figure 148(b)).

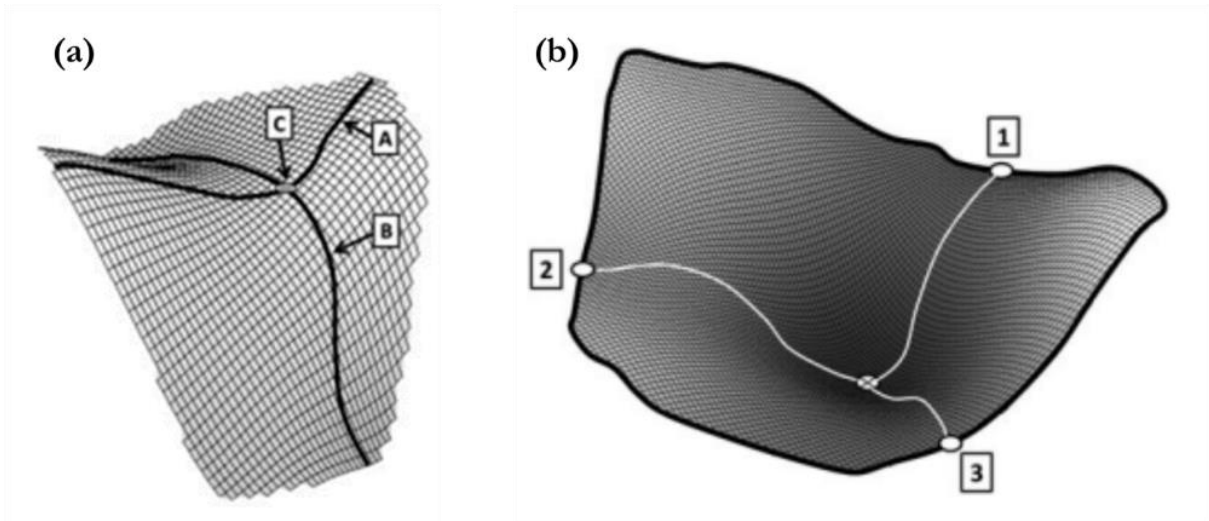


Figure 148. Représentation du (a) point de selle et (b) d'un fond de vallée avec trois points de selle selon (Blateyron, 2013)

La Figure 149 représente l'arborescence en utilisant la méthode Watershed (Figure 149(b)) sur une surface et l'utilisation de cette méthode combinée à l'élagage de Wolf (Figure 149(c)). (Jiang, Senin and Scott, 2021) observent la présence de plus de points critiques (point de selles, sommets et vallées) en utilisant la méthode Watershed uniquement qu'en utilisant la méthode Watershed combinée à l'élagage de Wolf.

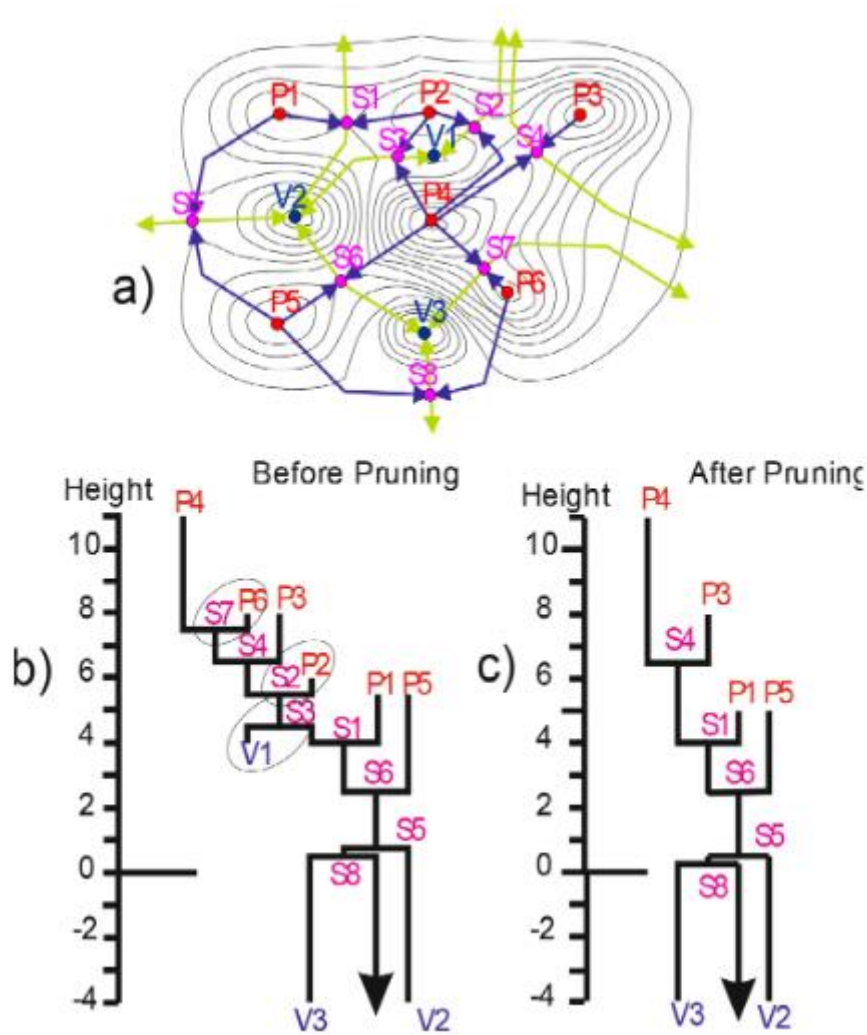


Figure 149. a) Lignes de contour avec les points critiques associés : sommets P1-6, vallées V1-3, et points de selle S1-8, ainsi que les lignes de parcours critiques associées (des selles aux vallées) et les lignes de crête (des selles aux sommets) ; et arbre de changement : b) avant l'élagage de Wolf et c) après l'élagage de Wolf d'après (Jiang, Senin and Scott, 2021)

L'élagage de Wolf est utilisé pour éviter la sur-segmentation, c'est-à-dire la génération d'un trop grand nombre de petits segments qui conduira à la présence d'une multitude de petites collines ou vallées. L'élagage de Wolf utilise les hauteurs/profondeurs (généralement en pourcentage de la hauteur  $S_z$  de la surface entre les pics et les vallées) pour fixer le niveau a priori des éléments non significatifs. Figure 150 présente un exemple de détection de motifs sur une toile de grain  $60 \mu\text{m}$  en utilisant les paramètres suivants :

- Détection des pics
- Wolf pruning 2 % de  $S_z$

Ces paramètres ont été choisis pour obtenir un nombre de pics équivalent au nombre de grains observés par MEB sur la toile.

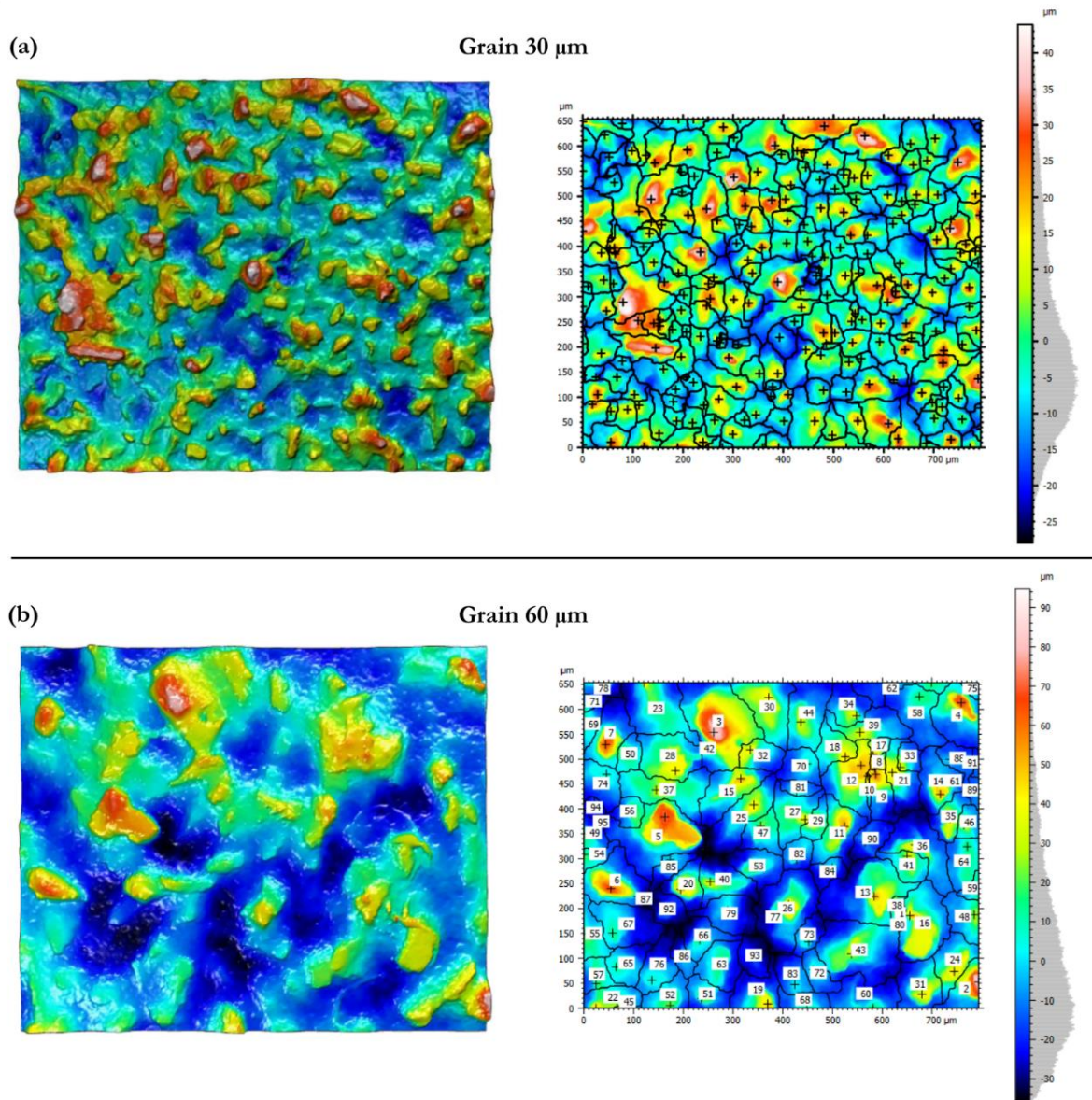


Figure 150. Exemple de détection des pics sur une toile (a) de grain 30  $\mu\text{m}$  et (b) de grain 60  $\mu\text{m}$

La méthode Watershed permet de détecter des motifs (des pics assimilés à des grains dans notre cas). Cette détection permet par la suite d'effectuer des opérations sur les grains pour les aligner à la même hauteur. Cette démarche est présentée ci-dessous.

### 5.1.1.2 Alignement des motifs assimilés aux grains

Une fois la détection des motifs (représentatifs des grains) réalisée, l'objectif est d'aligner ces « grains » à la même hauteur. Pour cela, un fichier contenant les coordonnées des pics détectés ainsi que le rayon du grain assimilé à chaque pic est généré. Ce fichier est l'entrée pour isoler les différents motifs et aligner les grains à la même hauteur.

Pour cela la méthode décrite par l'algorithme présenté sur la Figure 151 est suivie.

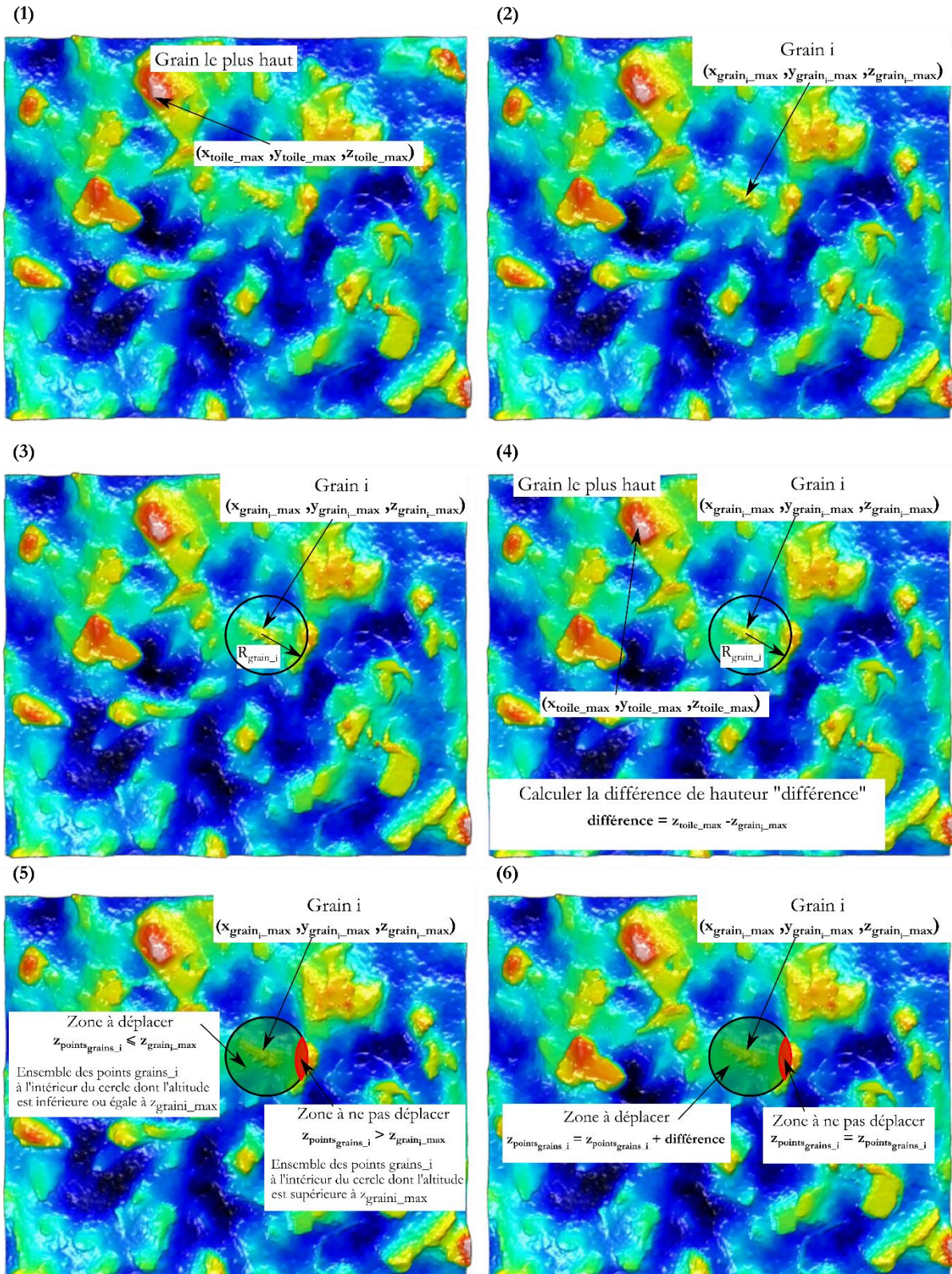


Figure 151. Algorithme de la méthode d'alignement des grains

La première étape consiste à récupérer les coordonnées du point le plus haut de la surface de toile  $(x_{toile\_max}, y_{toile\_max}, z_{toile\_max})$  comme illustré en Figure 151(1). Ensuite pour aligner un grain  $i$ , il est nécessaire dans un premier lieu de récupérer les coordonnées du point le plus haut du grain étudié

$(x_{grain_i,max}, y_{grain_i,max}, z_{grain_i,max})$  comme décrit en Figure 151(2). La Figure 151(3) illustre la récupération du rayon englobant la zone du grain  $i$  ( $R_{grain_i}$ ). Ce rayon est un résultat de l'application de la méthode de détection de motifs. Un paramètre « *différence* » est introduit, il calcule la différence d'altitude entre le point le plus élevé du grain  $i$  et le point le plus élevé de la toile (Figure 151(4)). L'étape suivante consiste à trier les points appartenant à l'intérieur du cercle de rayon  $R_{grain_i}$  et d'origine le point le plus haut du grain  $i$  ( $x_{grain_i,max}, y_{grain_i,max}, z_{grain_i,max}$ ). Ce tri est nécessaire vu que le cercle décrit englobe des parties des grains voisins qui peuvent avoir des altitudes supérieures à l'altitude du point  $i$ . Ainsi tous les points dont l'altitude est supérieure à  $z_{grain_i,max}$  sont considérés des points à ne pas déplacer, tandis que les reste des points est à déplacer comme montré en Figure 151(5). La dernière étape illustrée en Figure 151(6) consiste à déplacer les points « **à déplacer** » en utilisant le paramètre « *différence* » (les altitudes des points « **à ne pas déplacer** » sont gardées intactes).

Cet algorithme est appliqué en boucle sur l'ensemble des grains détectés, ce qui permet de générer une toile avec des grains alignés à la même hauteur. La Figure 152 présente une topographie de surface de grain 30  $\mu\text{m}$  mesurée puis traitée pour que les grains soient alignés à la même hauteur.

A noter, la méthodologie présentée ne tient pas en compte de l'effort macroscopique. Tous les grains sont en contact à la fin de la déformation. Hors, en réalité, plus l'effort est grand, plus il devrait y avoir de grains en contact.

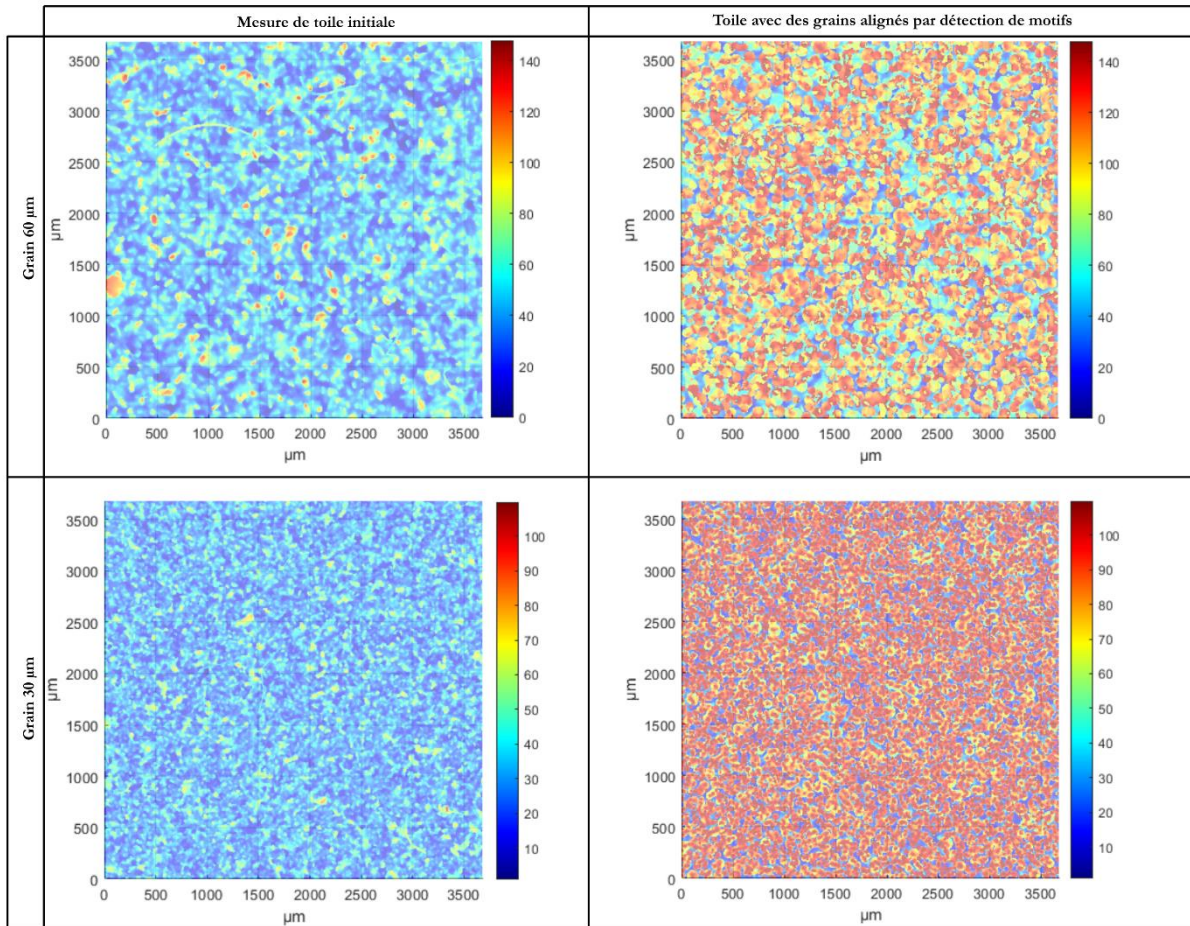


Figure 152. Topographie de surface des toiles de grain 30  $\mu\text{m}$  et de grain 60  $\mu\text{m}$  mesurées et après alignement des grains par détection des grains

Pour l'ensemble du Chapitre 5, cette méthode sera noté **méthode de détection de motifs**.

### 5.1.2 Alignement des grains par filtre morphologique

Une deuxième méthode consiste à appliquer aux surfaces de toiles des filtres morphologiques, dans le but d'aligner les grains.

#### 5.1.2.1 Présentation des filtres morphologiques

Les filtres morphologiques sont basés sur deux opérations morphologiques de base : la dilatation et l'érosion. Ils fonctionnent grâce à un élément structurant d'une taille donnée qui roule au-dessus de la surface.

Le filtre morphologique de dilatation, consiste à faire rouler un élément structurant (dans notre cas une sphère) au-dessus de la surface. La sphère roule par-dessus le profil et la trajectoire de son centre est enregistrée. La représentation simplifiée pour un profil est présentée sur la Figure 153.

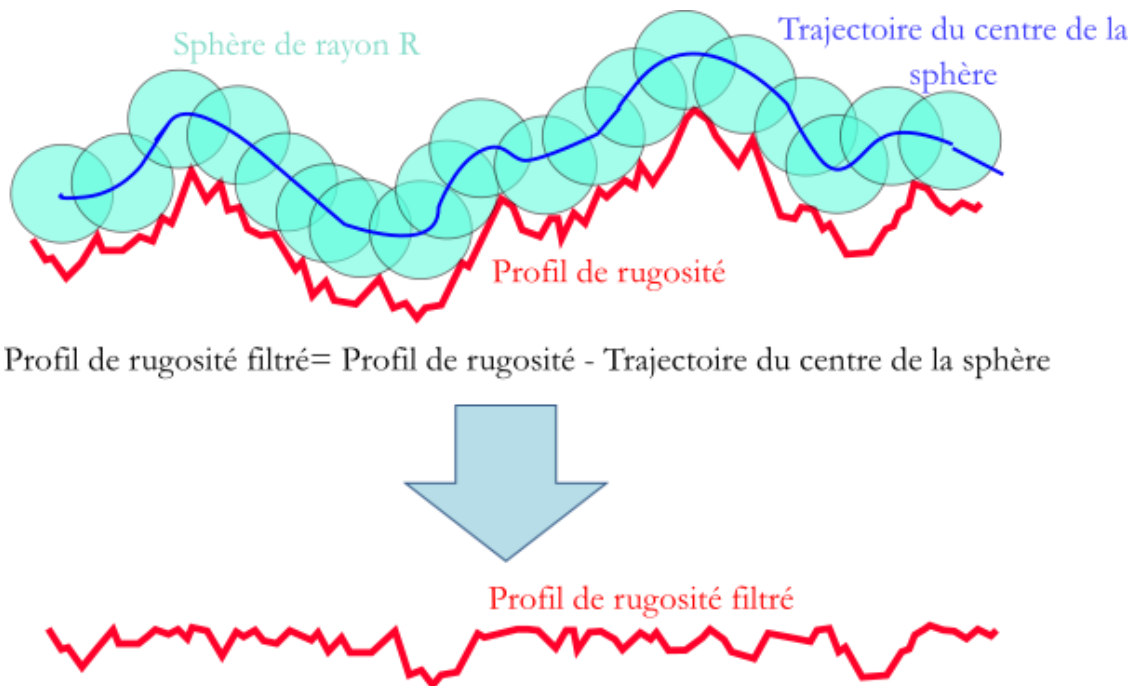
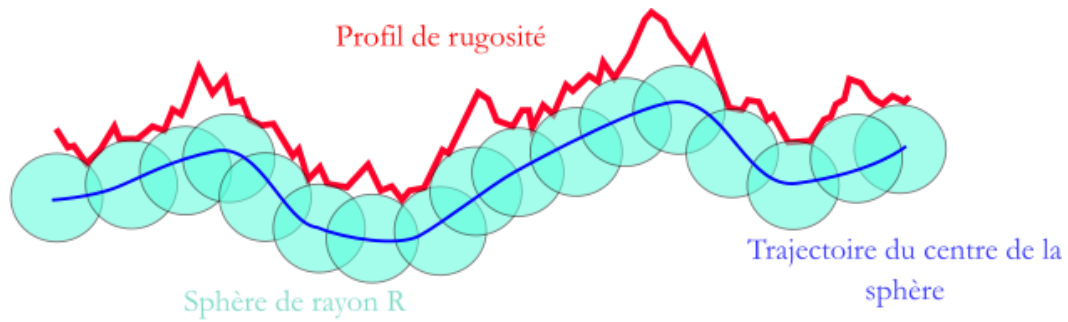


Figure 153. Schéma de principe du filtre morphologique de dilatation adapté de (Blateyron, 2006)

Le profil filtré est le résultat de la soustraction de la trajectoire de sphère (représentée en bleu) du profil à filtrer. Le profil filtré dépend donc de la trajectoire du centre de la sphère, et donc intrinsèquement du diamètre de la sphère : le choix de ce paramètre sera explicité plus tard dans le manuscrit.

Quand la sphère roule sous la surface, le filtre est dit d'érosion. Ce dernier est représenté dans la Figure 154.

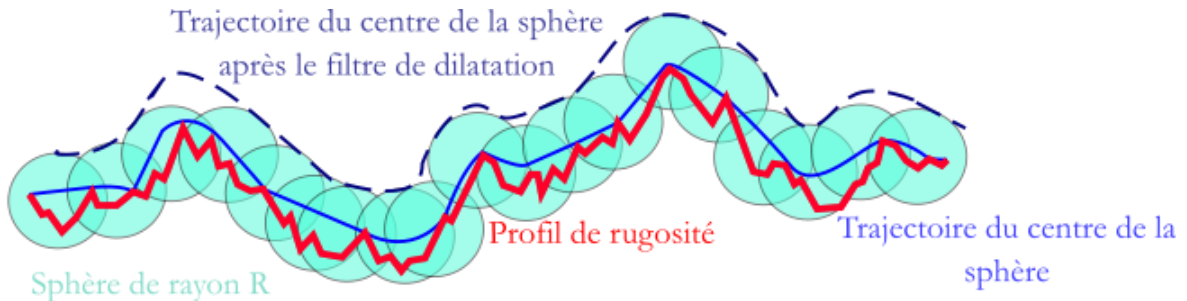


$$\text{Profil de rugosité filtré} = \text{Profil de rugosité} - \text{Trajectoire du centre de la sphère}$$



Figure 154. Schéma de principe du filtre morphologique d'érosion adapté de (Blateyron, 2006)

Le filtre de fermeture morphologique présenté en Figure 155 est le résultat d'une dilatation suivie d'une érosion. Il s'agit d'appliquer dans un premier lieu un filtre de dilatation, la trajectoire du centre de sphère enregistrée sera utilisée par la suite comme référence pour le filtre d'érosion. Ce dernier sera appliqué à la trajectoire de sphère après dilatation ce qui va permettre de créer l'enveloppe supérieure du profil à filtrer. La trajectoire du centre du filtre d'érosion passe au plus près de la partie supérieure du profil.



$$\text{Profil de rugosité filtré} = \text{Profil de rugosité} - \text{Trajectoire du centre de la sphère}$$



Figure 155. Schéma de principe du filtre morphologique de fermeture adapté de (Blateyron, 2006)

Le but principal de l'utilisation des filtres est d'aligner les grains à la même hauteur.

### 5.1.2.2 Comparaison des filtres

Le réalignement des grains de la topographie de toile par les filtres morphologiques (le filtre de dilatation et le filtre de fermeture) est traité dans cette partie. Les profils de grains alignés par les deux filtres seront par la suite comparés dans le but de choisir le filtre le plus convenable pour aligner les grains de notre étude.

L'étude de comparaison des deux filtres se focalisera sur la toile de grain  $30\ \mu\text{m}$ , qui est la taille de grain optimale vis-à-vis du contexte du projet FATECO.

Les filtres sont appliqués sur une topographie « 3D ». Par contre les résultats sont présentés sur des profils « 2D » (profils extraits de la topographie filtrée) pour une meilleure compréhension des effets du filtre. Figure 156 présente la topographie de la toile de  $30\ \mu\text{m}$  et le profil extrait.

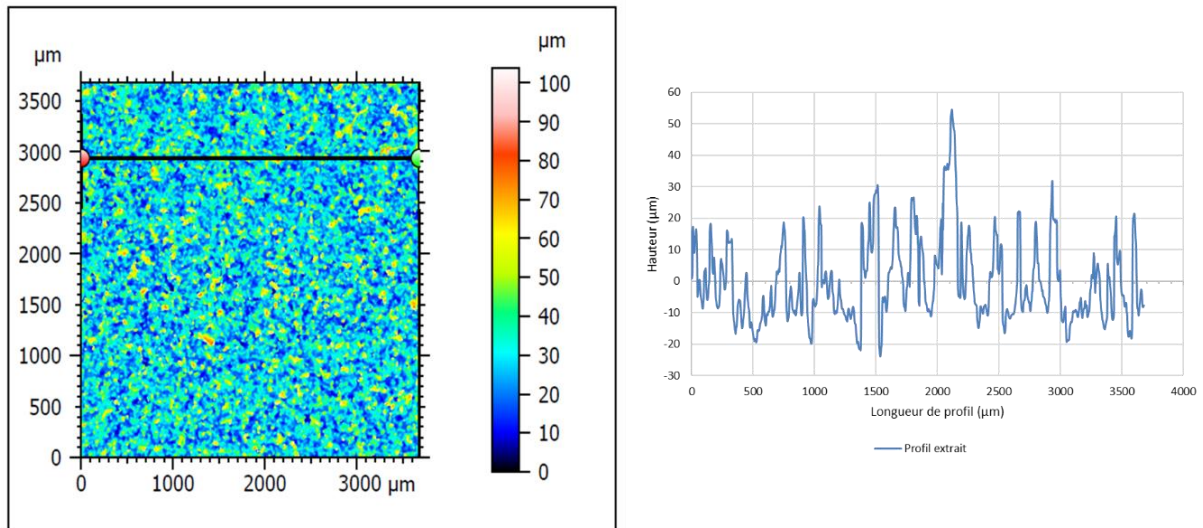


Figure 156. Topographie de surface de la toile du grain  $30\ \mu\text{m}$  et le profil extrait

Le rayon de sphère est fixé à  $500\ \mu\text{m}$  pour la comparaison des deux filtres.

Pour une meilleure observation, une partie plus petite du profil ( $1000\ \mu\text{m}$  de longueur) est affichée. Il est observable sur la Figure 157 que les deux filtres permettent d'aligner les grains à la même hauteur.



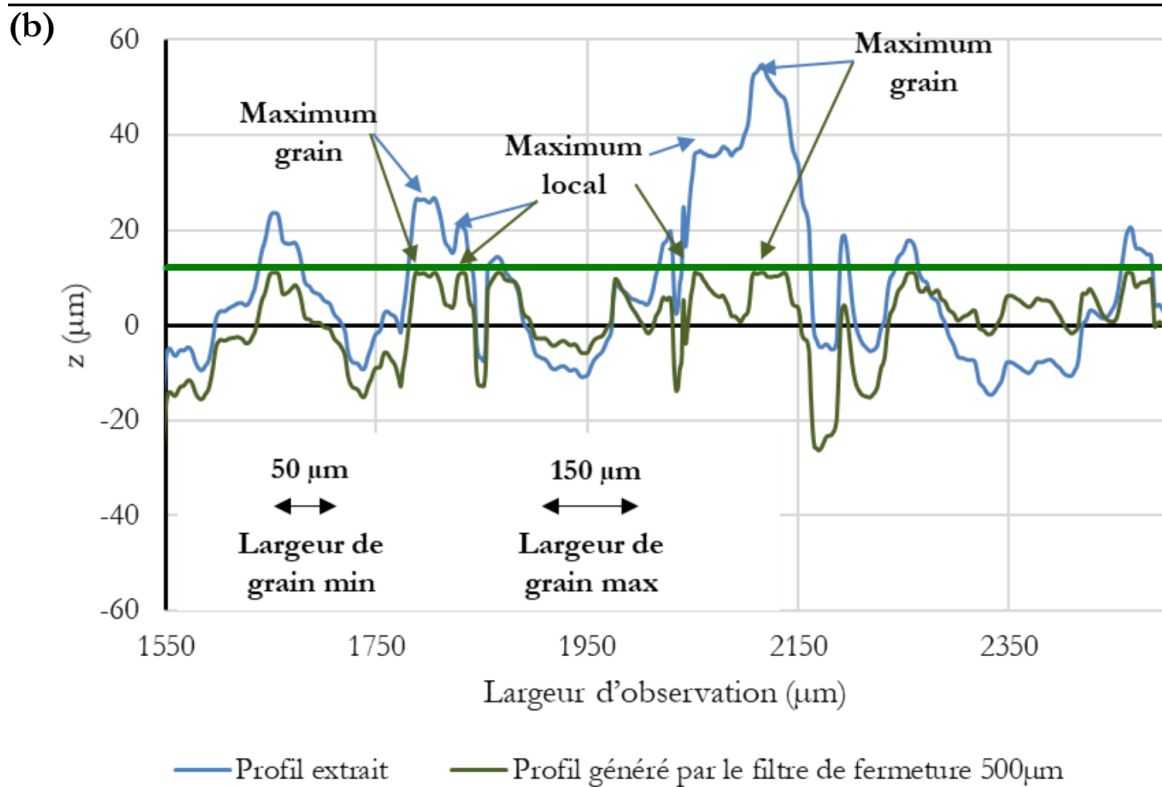
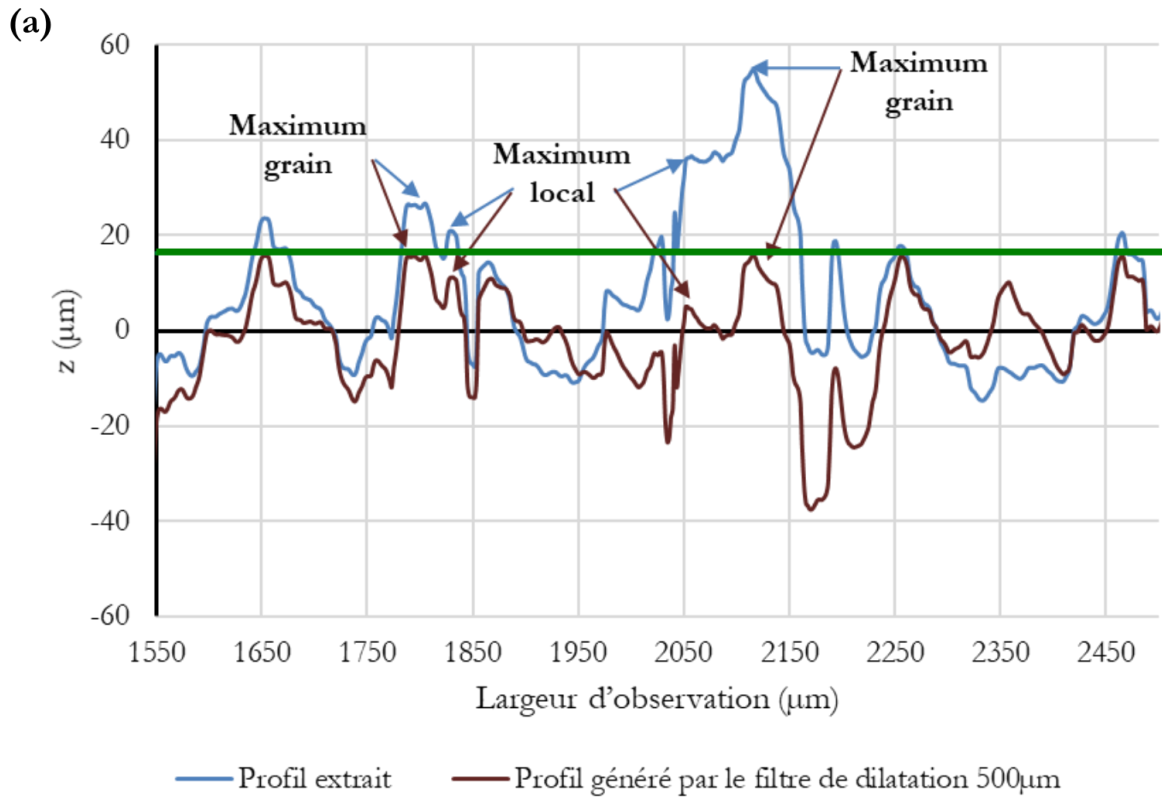


Figure 157. Alignement des grains du profil extrait par un (a) filtre de dilatation et (b) filtre de fermeture

Pour analyser l'effet des filtres sur la morphologie des grains, l'analyse se focalisera sur deux grains. Ces grains se caractérisent par la présence de deux maximums (un maximum grain qui est le point le plus haut d'un grain, et un maximum local qui est un pic appartenant au même grain)

La Figure 157 montre que le filtre de dilatation (Figure 157 (a)) déforme légèrement les grains, comme il est observable à travers la hauteur entre le maximum grain et le maximum local qui se réduit après filtration. Par contre, dans le cas de l'application du filtre de fermeture, la déformation du grain est plus importante car la hauteur entre les deux pics est quasi nulle. Le filtre de fermeture ramène donc le maximum grain et le maximum local d'un grain à la même hauteur (Figure 157 (b)). Ceci est due au fait que la trajectoire du centre de sphère passe au plus près de la topographie.

La comparaison des profils filtrés montre que les deux filtres permettent d'aligner les grains. Par contre, il a été remarqué que le filtre de fermeture déforme et aplatis des grains plus que le filtre de dilatation comme présenté sur la Figure 158.

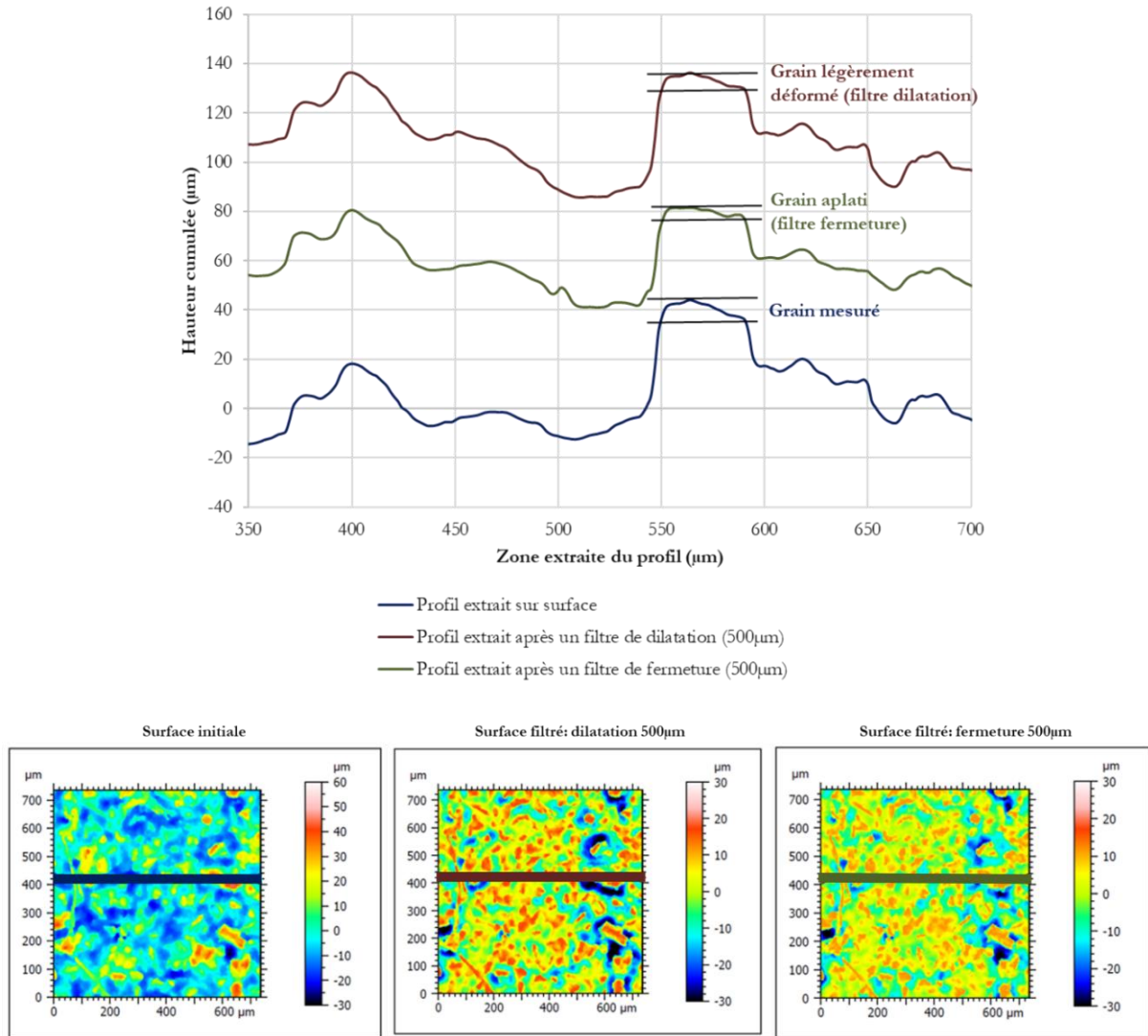


Figure 158. Observation de surfaces et de profils avant et après un filtre de fermeture et un filtre dilatation

Pour éviter une grande déformation des grains filtrés, le filtre de dilatation sera gardé pour la suite de l'étude.

### 5.1.2.3 Calcul du rayon de sphère optimal pour le filtre

L'alignement des grains par filtre de dilatation nécessite de fixer un paramètre clef : le rayon du filtre. Ce dernier est indispensable puisqu'il va permettre d'aligner plus ou moins de grains. Dans le but de mieux modéliser le procédé de toilage, une méthode de calcul du rayon minimal du filtre est proposée. Cette

méthode permettra de définir le rayon minimal permettant d’aligner les grains sans que leurs déformations soient flagrantes.

Cette méthode s’appuie d’abord sur le comptage de grains sur un cliché MEB, ce qui permet de déduire une densité de grains. Ce comptage pour les différents grains est détaillé en Annexe G. Le Tableau 15 résume les résultats du comptage de grains.

Tableau 15. Densité des grains de toile obtenu par comptage sur image MEB

Taille de grains ( $\mu\text{m}$ )	Diamètre des grains ( $\mu\text{m}$ )	Nombre de grain par $\text{mm}^2$
9	9	3200
20	26	1225
30	30	850
60	60	325
80	80	200

Ces grains sont par la suite considérés coniques et uniformément distribués comme le schématise la Figure 159.

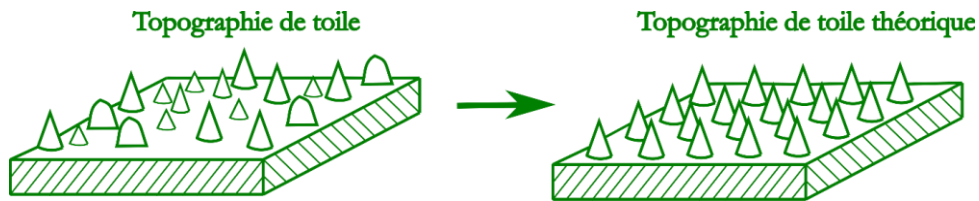


Figure 159. Schéma de principe de modélisation de la toile par des cônes uniformément distribués

Dans un premier lieu, il est nécessaire de déterminer la distance maximale entre deux grains. Pour cela, en s’appuyant sur la densité de grains déterminée par comptage MEB et l’hypothèse de la distribution uniforme des grains illustrée par la Figure 160, nous allons déterminer le nombre de grains par ligne.

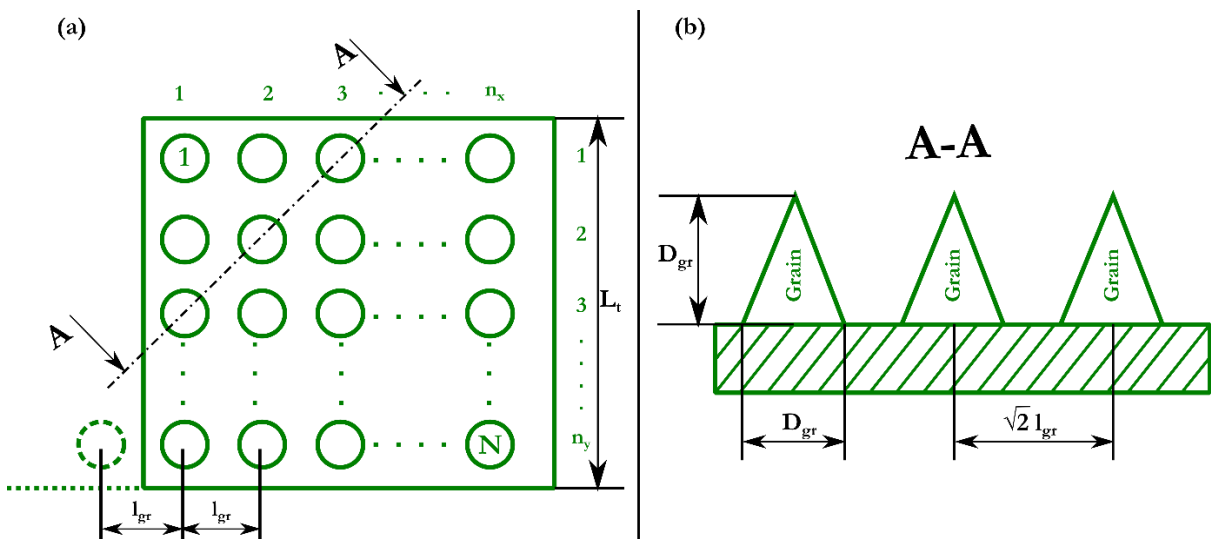


Figure 160. (a) Schéma de la configuration de toile de cônes uniformément distribués, (b) coupe A-A représentant les grains de la diagonale

Soit  $N$  grains uniformément distribués dans une surface carrée de côté  $L_t$  (mm) ; et  $n_x$  le nombre de grains par ligne, ainsi le nombre de grains total  $N$  s'écrit :

$$N = n_x \times n_y \quad (Eq\ 5-1)$$

Si :

$$n_x = n_y \quad (Eq\ 5-2)$$

Alors  $n_x$  s'écrit :

$$n_x = \sqrt{N} \quad (Eq\ 5-3)$$

La longueur  $L_t$  (mm) s'écrit en fonction de la distance entre les grains suivant l'axe de distribution  $\mathbf{X}$  noté  $l_{gr}$  ( $\mu\text{m}$ ) de la manière suivante :

$$L_t = l_{gr} \times n_x \quad (Eq\ 5-4)$$

Ainsi l'espace entre chaque grain  $l_{gr}$  suivant la direction  $\mathbf{X}$  et  $\mathbf{Y}$  s'écrit comme suit :

$$l_{gr} = \frac{L_t}{n_x} \quad (Eq\ 5-5)$$

La distance maximale entre deux grains est la distance entre les grains appartenant au plan de coupe  $\mathbf{A-A}$  ou tout autre plan parallèle à ce dernier. Cette distance maximale entre deux grains  $l_{grmax}$  ( $\mu\text{m}$ ) s'écrit :

$$l_{grmax} = \sqrt{2}l_{gr} \quad (Eq\ 5-6)$$

Ensuite, toujours selon le plan de coupe  $\mathbf{A-A}$ , on imagine une sphère de rayon  $R$  ( $\mu\text{m}$ ) positionnée entre ces deux grains (Figure 161).

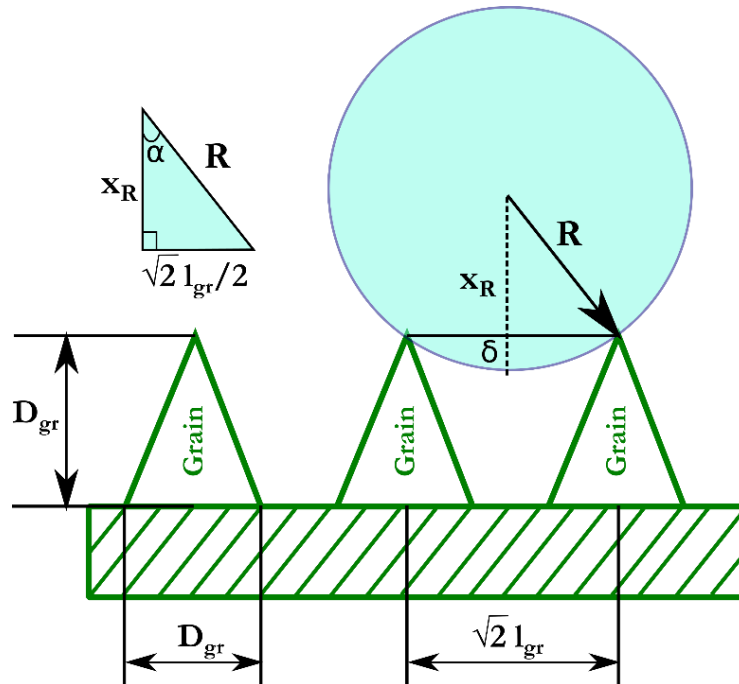


Figure 161. Schéma de l'application d'une sphère de rayon  $R$  (filtre de dilatation) entre les grains les grains de la diagonale

Le rayon de sphère du filtre  $R$  s'écrit sous les deux formes suivantes :

$$R = x_R + \delta \quad (Eq\ 5-7)$$

$$R = \sqrt{(x_R)^2 + \left(\frac{\sqrt{2}l_{gr}}{2}\right)^2} = \sqrt{(x_R)^2 + \frac{(l_{gr})^2}{2}} \quad (Eq\ 5-8)$$

$$(x_R)^2 = R^2 - \left(\frac{\sqrt{2}l_{gr}}{2}\right)^2 \quad (Eq\ 5-9)$$

L'enfoncement  $\delta$  ( $\mu\text{m}$ ) de la sphère à l'intérieur de l'espace entre les deux grains s'écrit donc :

$$\delta = R - x_R \quad (Eq\ 5-10)$$

Grâce aux équations (Eq 5-9) et (Eq 5-10),  $\delta^2$  ( $\mu\text{m}^2$ ) devient :

$$\delta^2 = 2R^2 - \frac{(l_{gr})^2}{2} - 2R\sqrt{R^2 - \frac{(l_{gr})^2}{2}} \quad (Eq\ 5-11)$$

Avec:

D'autre part, on peut écrire :

$$\frac{\sqrt{2}l_{gr}}{2} = R \sin \alpha \quad (Eq\ 5-12)$$

Donc :

$$\frac{(l_{gr})^2}{2} = R^2(\sin \alpha)^2 \quad (Eq\ 5-13)$$

A partir des équations (Eq 5-11) et (Eq 5-13),  $\delta^2$  est exprimé comme suit :

$$\delta^2 = 2R^2 - \frac{(l_{gr})^2}{2} - 2R\sqrt{R^2 - R^2(\sin \alpha)^2} \quad (Eq\ 5-14)$$

Ainsi :

$$\delta^2 + \frac{(l_{gr})^2}{2} = 2R^2 - 2R\sqrt{R^2 - R^2(\sin \alpha)^2} = 2R^2 - 2R^2\sqrt{1 - (\sin \alpha)^2} \quad (Eq\ 5-15)$$

Sachant que  $(\sin \alpha)^2 + (\cos \alpha)^2 = 1$  l'équation (Eq 5-14) devient :

$$\delta^2 + \frac{(l_{gr})^2}{2} = 2R^2 - 2R^2\sqrt{(\cos \alpha)^2} = 2R^2(1 - \cos \alpha) \quad (Eq\ 5-16)$$

Avec :

$$\cos \alpha = \frac{x_R}{R} \quad (Eq\ 5-17)$$

L'équation (Eq 5-15) s'écrit sous la forme suivante :

$$\delta^2 + \frac{l_{gr}^2}{2} = 2R^2 \left(\frac{R-x_R}{R}\right) = 2R^2 \frac{\delta}{R} = 2R\delta \quad (Eq\ 5-18)$$

Donc, le rayon de la sphère du filtre  $R$  se calcule par l'équation (Eq 5-18) :

$$R = \frac{\delta}{2} + \frac{l_{gr}^2}{4\delta} \quad (Eq\ 5-19)$$

Le rayon du filtre s'écrit donc en fonction de la distance entre les grains distribués uniformément  $l_{gr}$  et de l'enfoncement de la sphère  $\delta$  ( $\mu\text{m}$ ).

Pour une toile de  $30\ \mu\text{m}$ , la Figure 162 montre la superposition d'un profil extrait d'une toile brute et d'une toile filtrée par un rayon de sphère de  $200\ \mu\text{m}$ ,  $300\ \mu\text{m}$ ,  $400\ \mu\text{m}$ ,  $500\ \mu\text{m}$  et  $600\ \mu\text{m}$ . Il est observable pour les rayons de sphère faibles ( $200\ \mu\text{m}$  et  $300\ \mu\text{m}$ ) que le profil filtré se caractérise par l'alignement de minimums locaux comme illustré en Figure 162(a) et Figure 162(b). Tandis que pour les rayons de filtres de  $500\ \mu\text{m}$  et  $600\ \mu\text{m}$ , il est observable sur la Figure 162(d) et Figure 162(e) la présence d'un grain non aligné à la même hauteur. Le filtre  $400\ \mu\text{m}$  quant à lui permet d'aligner l'ensemble des grains à la même hauteur tout en évitant au mieux d'aligner les maximums locaux présents. Le rayon de filtre de  $400\ \mu\text{m}$  correspond à un enfoncement de la sphère  $\delta$  de 5 % de la hauteur Dgr. Ce seuil va donc être choisi pour déterminer les différents rayons de sphère pour chaque toile.

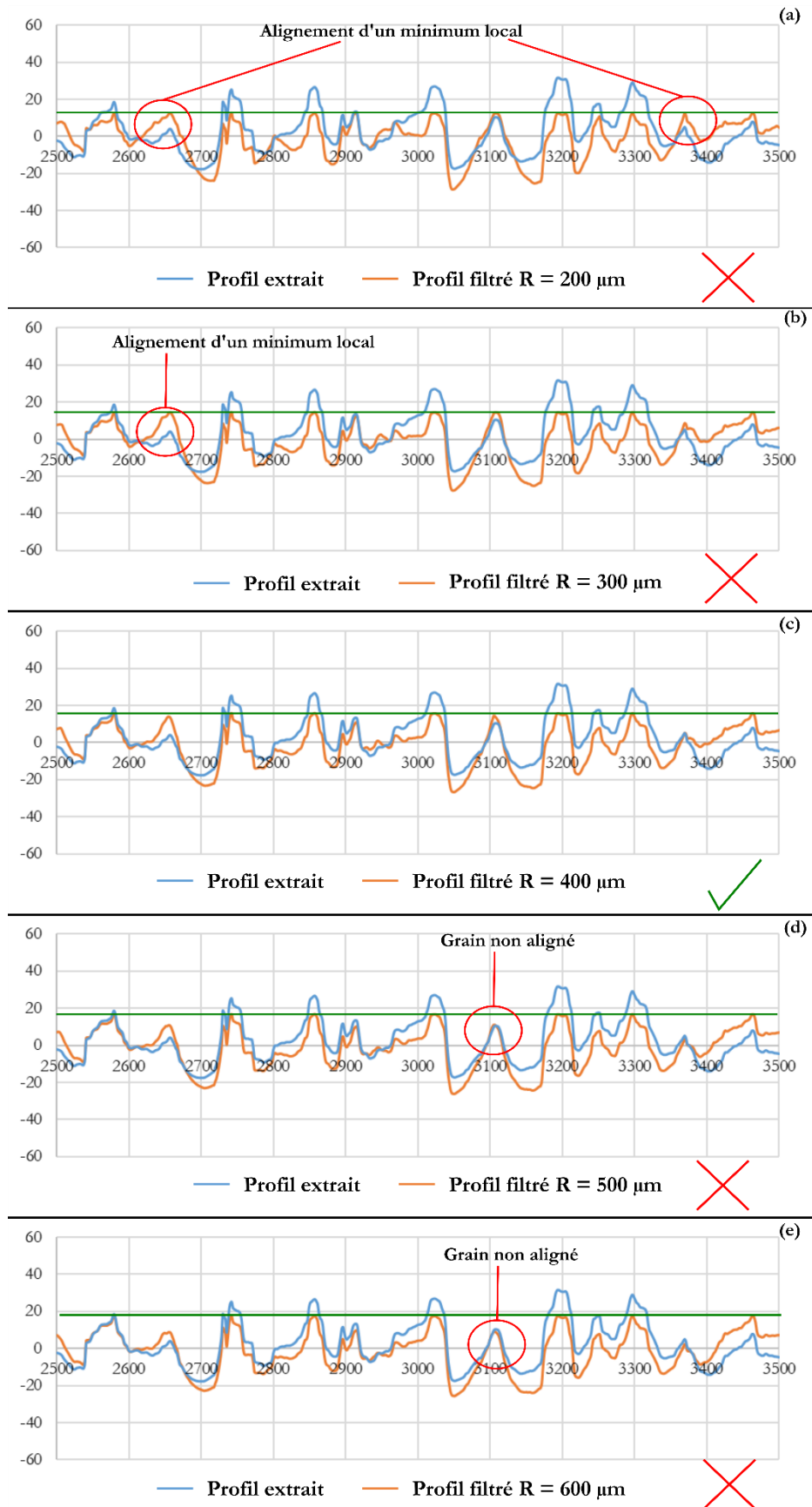


Figure 162. Profil extrait d'une toile brute et profil extrait d'une toile filtré en utilisant un rayon de sphère: (a)  $R = 200 \mu\text{m}$ , (b)  $R = 300 \mu\text{m}$ , (c)  $R = 400 \mu\text{m}$ , (d)  $R = 500 \mu\text{m}$  et (e)  $R = 600 \mu\text{m}$

Pour calculer le rayon du filtre  $R$  ( $\mu\text{m}$ ), on fixe la condition suivant sur l'enfoncement de la sphère  $\delta$  ( $\mu\text{m}$ ). Ce dernier doit être inférieur à 5% de la hauteur de grain. Ceci permettra de n'affecter qu'une faible partie du grain actif. Le calcul du rayon de sphère pour l'ensemble des tailles de grains est présenté dans le Tableau 16 :

Tableau 16. Rayon du filtre de dilatation en fonction de la taille de grain de la toile

Taille de grains ( $\mu\text{m}$ )	Dgr ( $\mu\text{m}$ )	l <sub>gr</sub> ( $\mu\text{m}$ )	N	n <sub>x</sub>	$\delta$ ( $\mu\text{m}$ )	R ( $\mu\text{m}$ )
9	9	18	3200	56	0.225	350
20	20	29	1225	35	0.5	400
30	30	34	850	29	0.75	400
60	60	55	325	18	1.5	550
80	80	71	200	14	2	650

Les rayons de filtres obtenus ci-dessus seront utilisés pour aligner les grains à la même hauteur. Ces surfaces alignées seront dans la partie suivante comparées à celles obtenues par la méthode de détection de motifs. La Figure 163 présente la topographie de la toile de grain 30  $\mu\text{m}$  mesurée et après le filtre de dilatation (sphère de rayon 400  $\mu\text{m}$ ).

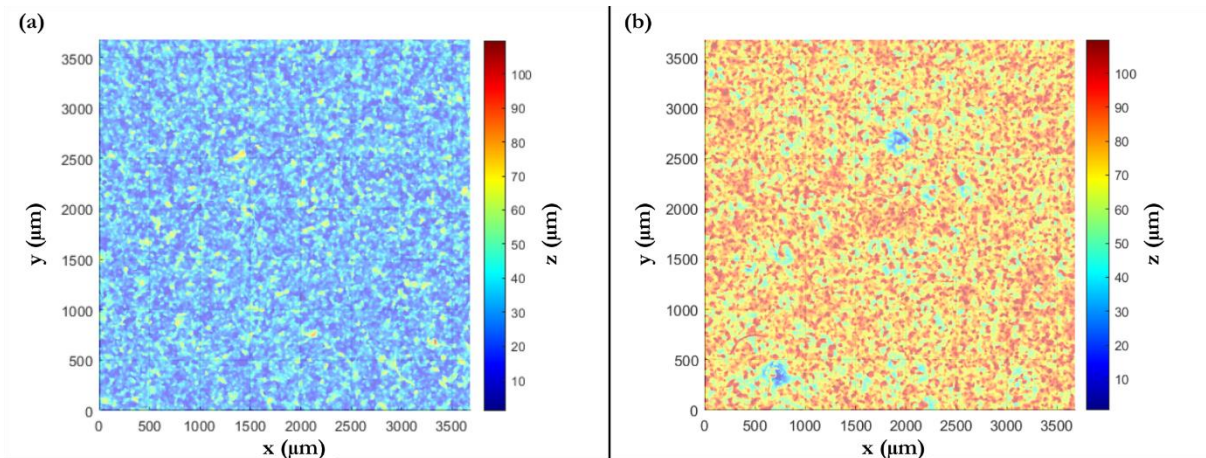


Figure 163. Topographie de surface de la toile de grain 30  $\mu\text{m}$  mesurée et après alignement des grains par filtre de dilatation

### 5.1.3 Comparaison des surfaces de toiles avec grains alignés par différentes méthodes

La comparaison de la rugosité arithmétique moyenne  $S_a$  des toiles avant alignement des grains et des toiles avec des grains alignés par les deux méthodes décrites précédemment est présentée en Figure 164. Cette figure compare les surfaces de toiles dont les grains sont alignés par détection de motifs (**Toile après la détection de motifs**), les toiles dont les grains sont alignés par un filtre de dilatation (**Toile après le filtre dilatation**) et les toiles avant l'alignement des grains (**Toile avant alignement**).

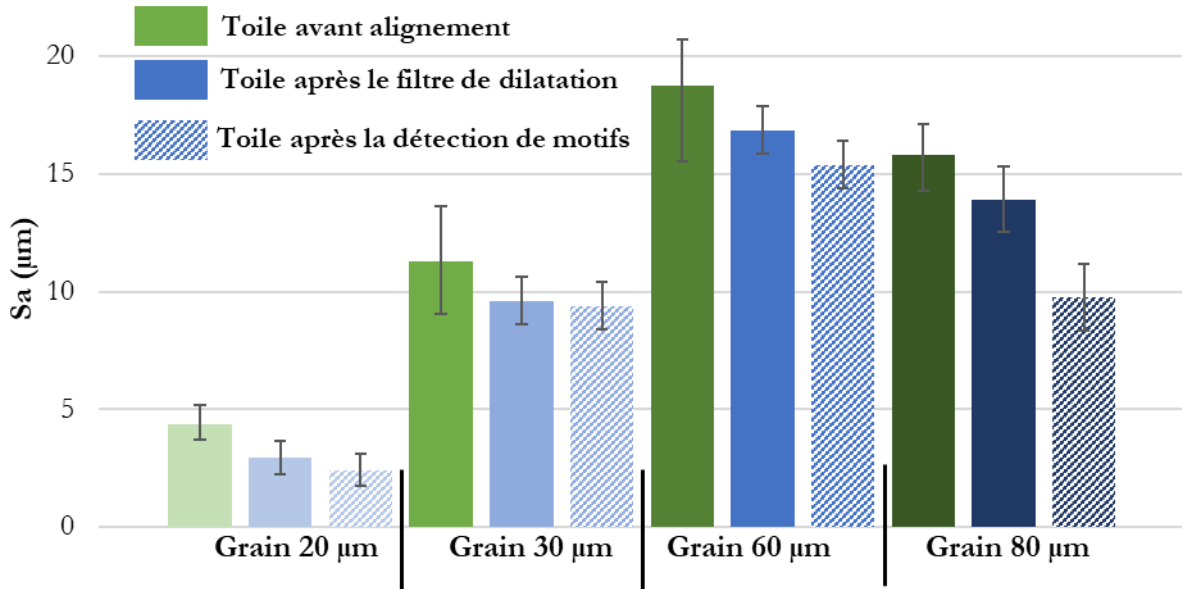


Figure 164. Rugosité arithmétique moyenne  $S_a$  des toiles avec les grains alignés des deux méthodes

Après le traitement, la rugosité  $S_a$  des toiles est similaire pour les deux méthodes pour la majorité des grains (grain 20 µm à 60 µm). Il est à noter que les toiles avant alignement présentent une rugosité légèrement plus élevée que les toiles après alignement des grains (effet du filtre de dilatation ou détection de motifs). Les rugosités des toiles alignées par le filtre de dilatation sont légèrement supérieures aux rugosités des toiles alignées par détection de motif. Pour le cas particulier du grain 80 µm, la toile filtrée présente un  $S_a$  bien plus élevé que celui de la toile dont les grains étaient alignés par la méthode de détection de motifs.

La Figure 165 présente une comparaison visuelle entre deux toiles de grains 30 µm dont les grains ont été alignés par un filtre de dilatation (sphère de rayon 400 µm) et par la méthode de détection de motifs.

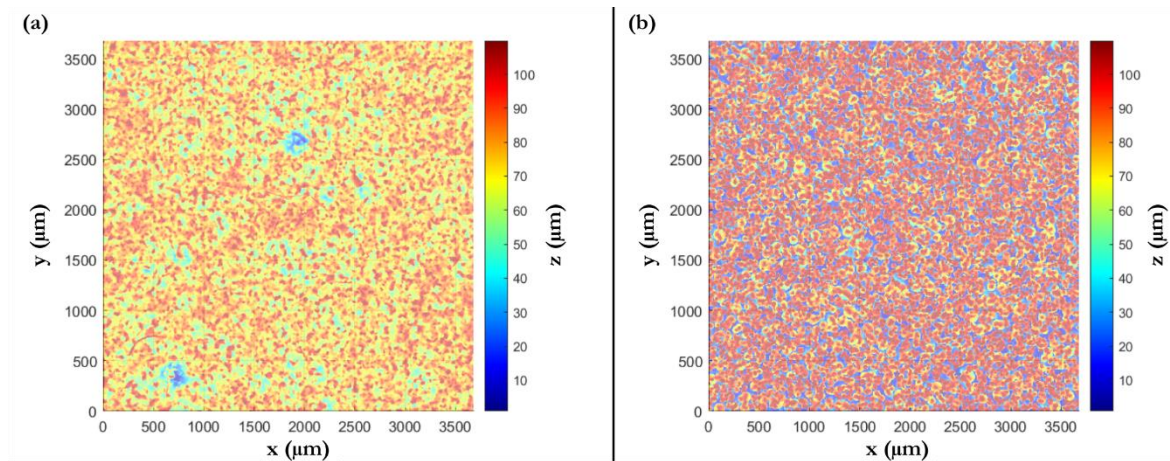


Figure 165. Toile 30 µm dont les grains sont alignés par: (a) filtre de dilatation, (b) méthode de détection de motifs

L'observation des deux topographies de toiles pousse à conclure que malgré les rugosités quasi similaires entre les deux méthodes d'alignement de grains, la méthode de détection de motifs implique plus de grains alignés que par la méthode d'alignement par filtre de dilatation. Cette conclusion est confirmée par l'observation d'un profil extrait de chaque surface (surface brute, surface alignée par le filtre de dilatation et surface alignée par méthode de détection de motifs) en Figure 166(a). La courbe d'Abbott Firestone de chacun des profils est illustrée en Figure 166(b). Cette courbe permet d'observer que le profil filtré ressemble au profil de base. Le profil filtré se caractérise par la présence de plus de pics. Tandis que, pour la surface



alignée par détection de motifs, la courbe d'Abbott a une allure différente, cette dernière se caractérise par la présence d'une densité de pics élevée accompagnée de vallées très profondes. Ceci est dû à la méthodologie qui consiste à déplacer verticalement un nombre de points précis et de conserver l'altitude des autres.

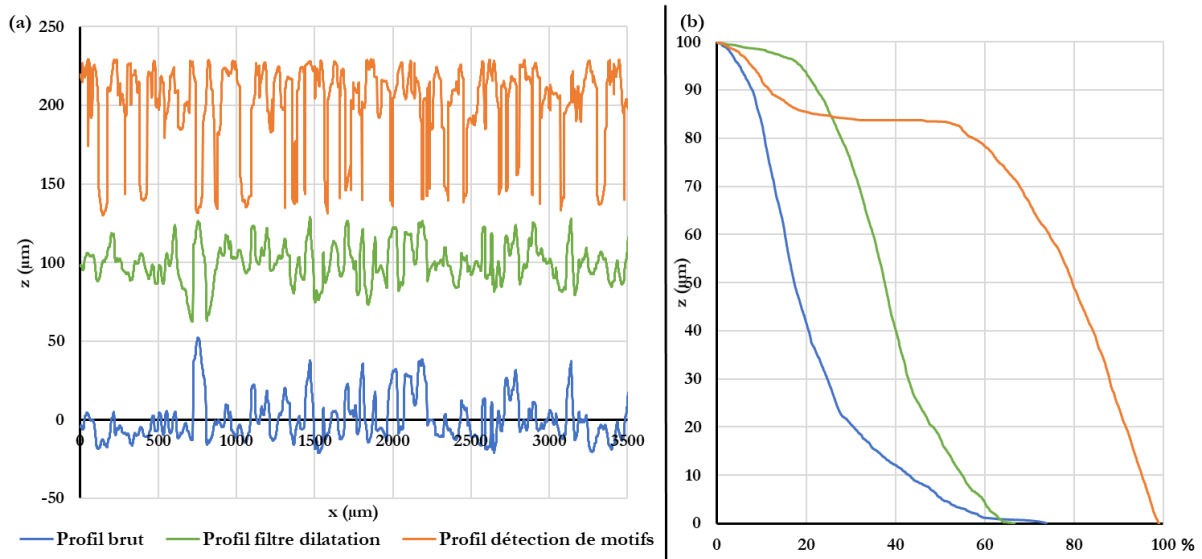


Figure 166. (a) Profil extrait d'une toile de 30 µm brute, une toile 30 µm filtrée par un filtre de dilatation et une toile 30 µm après la méthode de détection de motifs, et (b) leur courbes d'Abbott respectives

Ainsi, la meilleure méthode d'alignement des grains est celle qui prédit au mieux la topographie de toile. D'après la Figure 166, la meilleure méthode d'alignement est le filtre de dilatation.

## 5.2 EFFET DE L'ALIGNEMENT DES GRAINS SUR LA SIMULATION DES SURFACES TOILEES

Cette section a pour but de présenter les résultats de simulations avec des toiles dont les grains sont alignés par les deux méthodes d'alignement (**filtre de dilatation** et **méthode de détection des motifs**). Ces résultats sont comparés à la rugosité expérimentale obtenue pour différentes tailles de grains. L'ensemble des paramètres de simulation sont présentés en Tableau 17.

Tableau 17. Paramètres du procédé utilisé pour la simulation de l'effet de l'alignement des grains

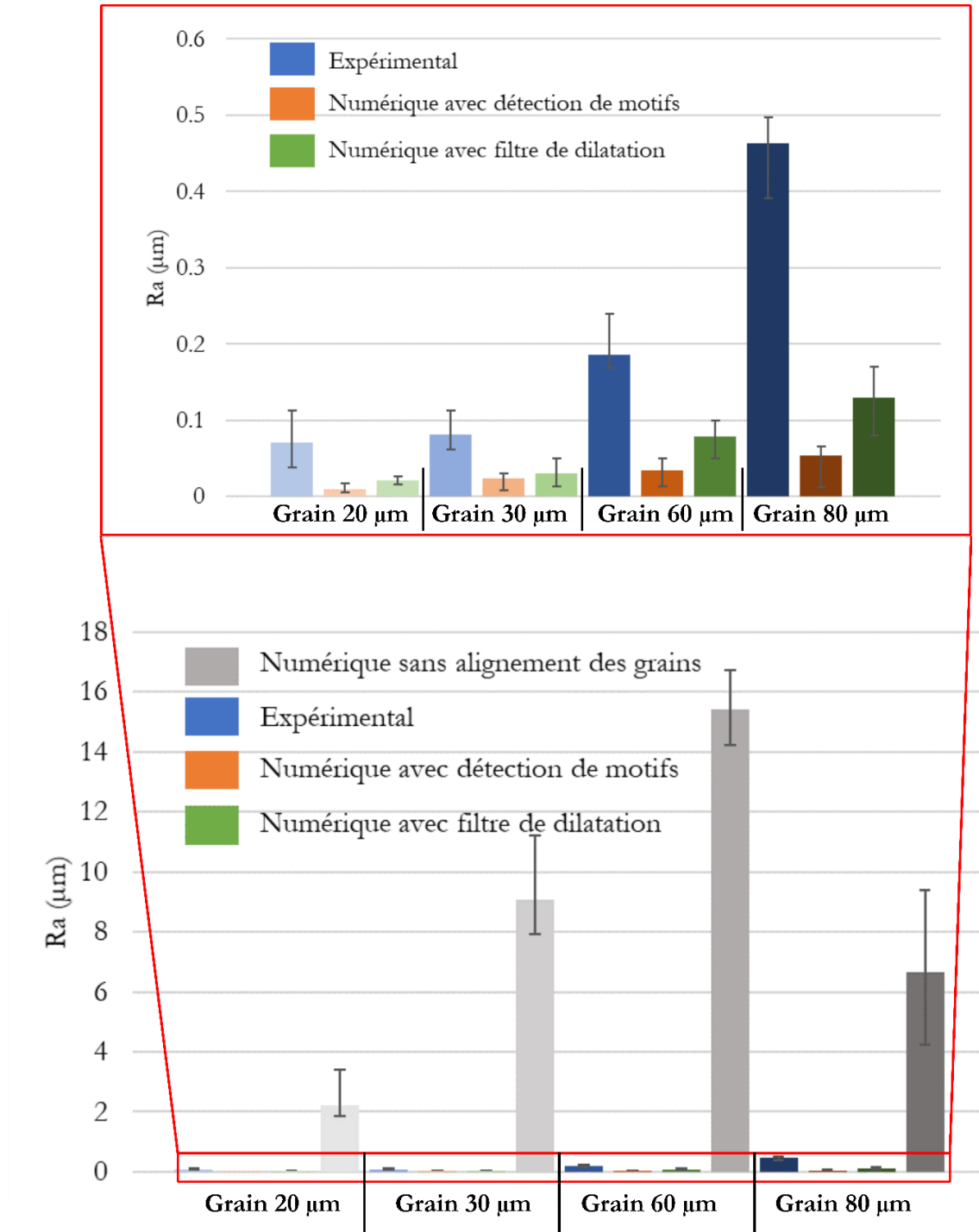
<b>Fréquence d'oscillation</b>	$f_{osc}$	Hz	24
<b>Amplitude d'oscillation</b>	$A_{osc}$	mm	1
<b>Vitesse de rotation de la pièce</b>	$N_p$	tr/min	900
<b>Vitesse d'avance de la toile</b>	$V_{atoile}$	mm/s	0.6
<b>Force de toilage</b>	$F_n$	N	150
<b>Taille de grains</b>		µm	20-30-60-80

La Figure 167 présente une comparaison de la rugosité  $R_a$  simulée en utilisant deux toiles différentes :

- Une toile dont les grains sont alignés par un filtre de dilatation (représentée par un dégradé de vert).

- Une toile dont les grains sont alignés par la méthode de détection de motifs (représentée par un dégradé d'orange).
- Les résultats de simulation sans alignement de grains en gris.
- Et finalement, les résultats expérimentaux en bleu.

Ces simulations sont comparées à la référence expérimentale. Les barres d'erreur expérimentales représentent les valeurs minimales et maximales obtenues sur la base de trois mesures de rugosité sur les 10 dernières secondes expérimentales (6 mesures expérimentales au total). Tandis que les barres d'erreur numériques correspondent à la valeur maximale et minimale sur les dernières 150 topographies simulées.



La Figure 167 montre que la prise en compte de la modélisation de la flexibilité des grains a permis d'améliorer la rugosité simulée. Ceci est dû à l'alignement de grand nombre de grains. Cet alignement de grains va impliquer une indentation inférieure avec un plus grand nombre de grains actifs (grains qui vont polir la surface). Ainsi, l'ordre de grandeur des valeurs simulées n'est pas le même, d'où l'importance de la flexibilité de la toile en toilage.

Il est observable sur la Figure 167 que la simulation « **Numérique avec détection de motifs** », qui utilise des toiles alignées par détection de motifs, présente des rugosités très basses pour l'ensemble des tailles de grains. Ces rugosités simulées sont dans l'intervalle  $0.04 \mu\text{m}$  à  $0.6 \mu\text{m}$ . Il apparaît cependant que la tendance des résultats de simulations suit la logique expérimentale. Ainsi, pour des tailles de grains plus faibles, la rugosité simulée est plus faible. De même, lors de l'utilisation des toiles alignées par filtre de dilatation dites « **Numérique avec filtre de dilatation** », les grains de tailles inférieures génèrent des rugosités inférieures ce qui est en accord avec l'expérimental. Celles-ci sont dans un intervalle de  $0.05 \mu\text{m}$  à  $0.13 \mu\text{m}$ .

La Figure 168 présente les résultats de simulation pour le paramètre de rugosité  $R_{sm}$ . La tendance est toujours respectée. Les valeurs de  $R_{sm}$  simulées pour les toiles alignées par détection de motifs présentent presque la même moyenne pour l'ensemble des grains. Dans le cas de l'alignement par filtre de dilatation, la valeur du  $R_{sm}$  diminue en fonction de la taille de grains. Ces valeurs sont sous-estimées. Elles sont 50% à 60% plus basses que les valeurs expérimentales.

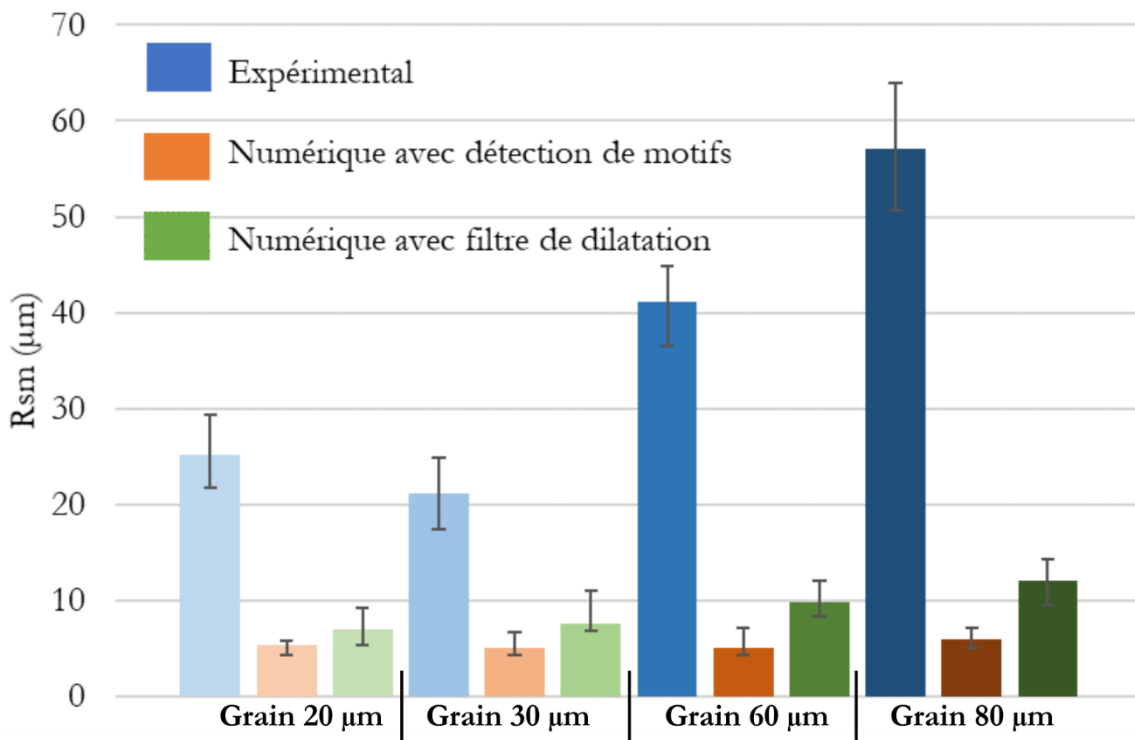


Figure 168. Paramètre de rugosité  $R_{sm}$  expérimentale et simulée en utilisant une toile filtrée par dilatation et une toile par détection de motifs

Les Figure 169, Figure 170 et Figure 171 présentent les résultats de simulation pour les paramètres  $R_k$ ,  $R_{pk}$  et  $R_{pk}$  respectivement.

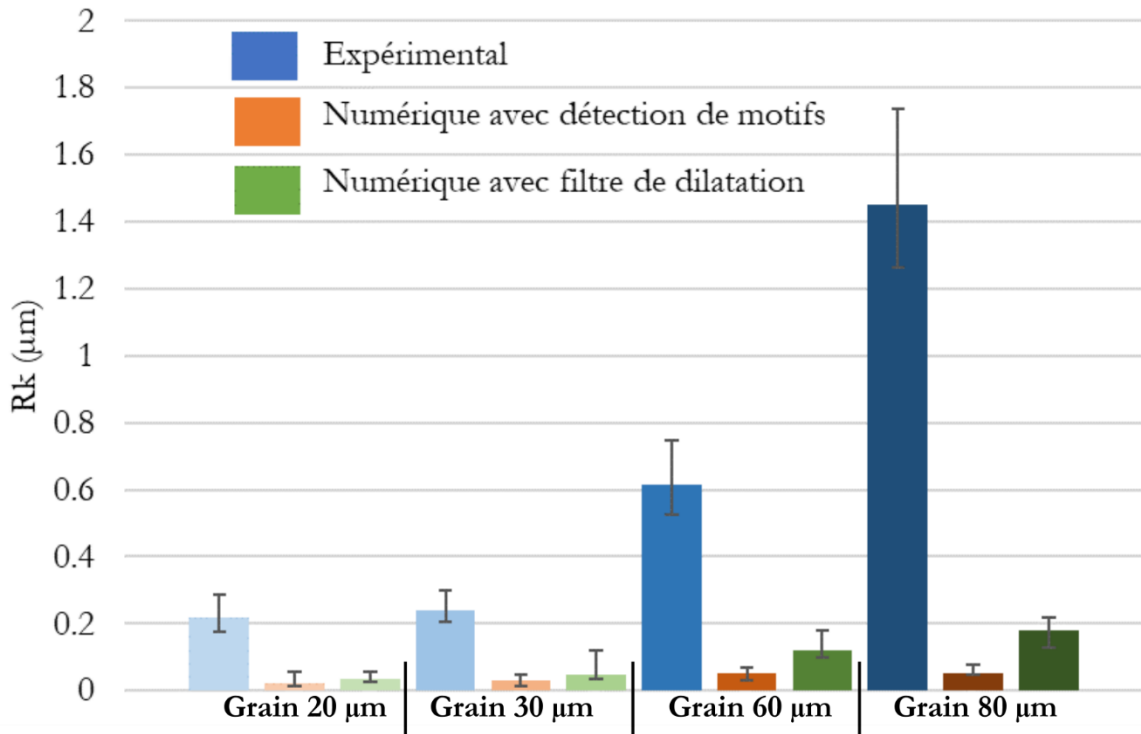


Figure 169. Paramètre de rugosité  $R_k$  expérimentale et simulée en utilisant une toile filtrée par dilatation et une toile par détection de motifs

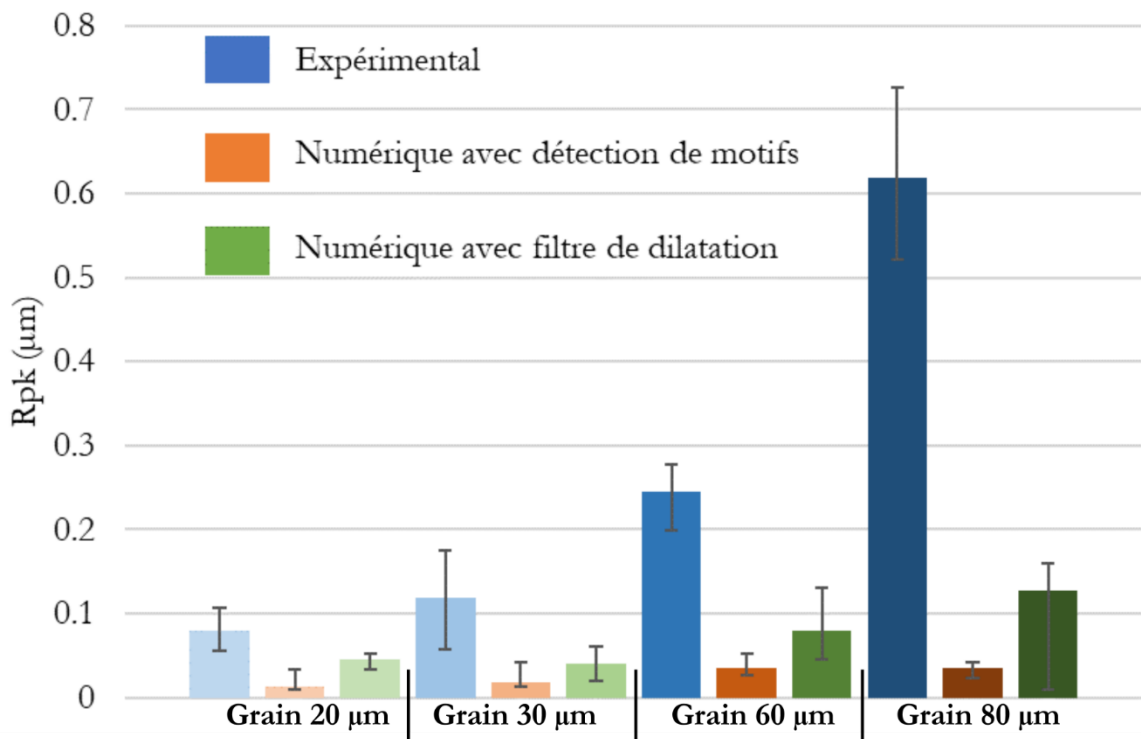


Figure 170. Paramètre de rugosité  $R_{pk}$  expérimentale et simulée en utilisant une toile filtrée par dilatation et une toile par détection de motifs

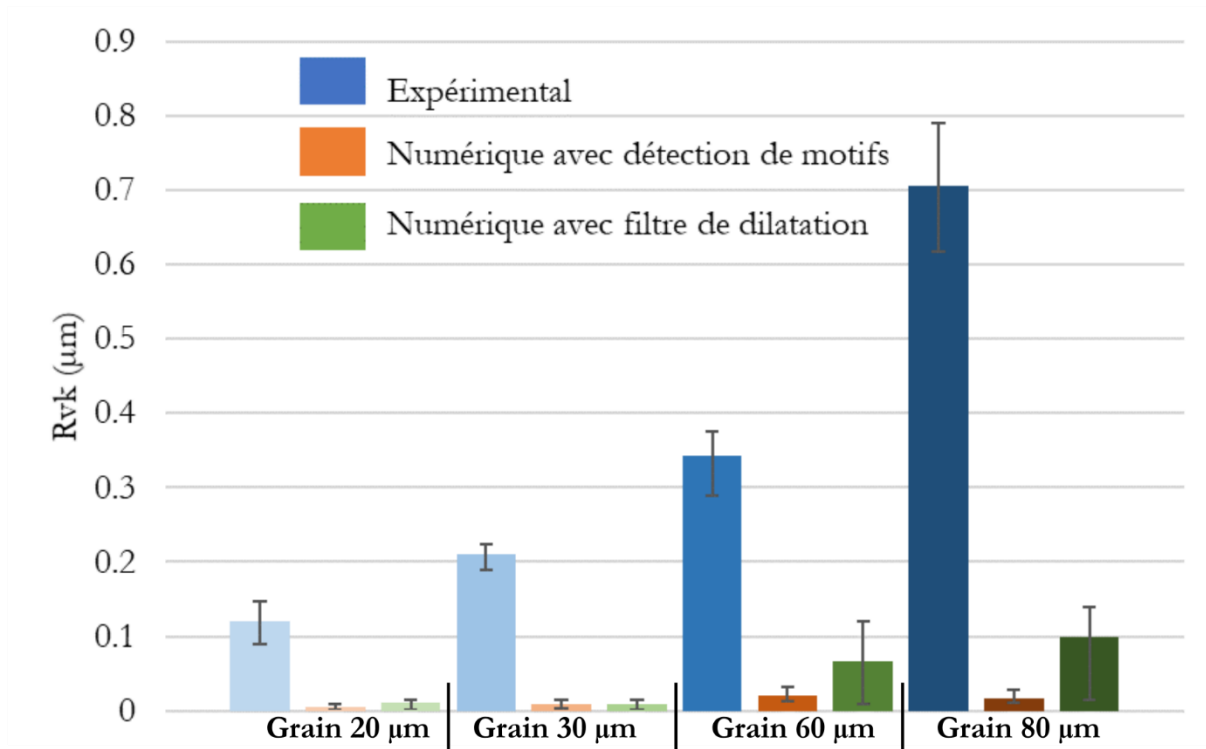


Figure 171. Paramètre de rugosité  $R_{vk}$  expérimentale et simulée en utilisant une toile filtrée par dilatation et une toile par détection de motifs

Une première analyse des paramètres  $R_k$ ,  $R_{pk}$  et  $R_{vk}$  permet d'observer une tendance pour les deux premiers paramètres similaires à celle du  $R_a$ .

Les Figure 167, Figure 168, Figure 169, Figure 170 et Figure 171 montrent que l'alignement des grains par le filtre de dilatation sous-estime moins les valeurs de rugosité que l'alignement des grains par la méthode de détection de motifs.

La Figure 172 permet d'observer les topographies de surfaces. Elle permet de comparer les topographies simulées avec une toile alignée par filtre de dilatation avec les topographies expérimentales.

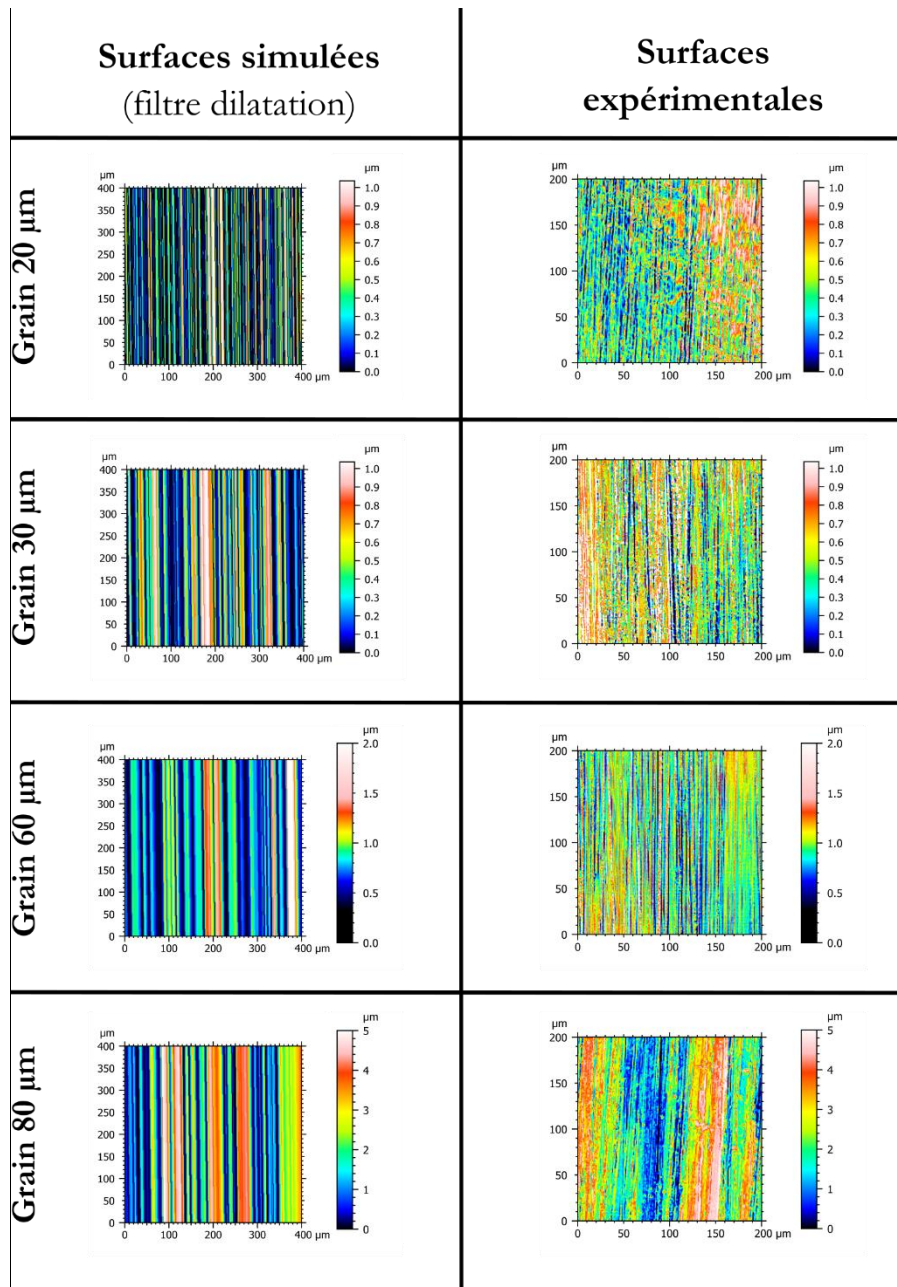


Figure 172. Observation des topographies de surface simulées (filtre de dilatation) et expérimentales

Les topographies simulées peuvent être classées en deux groupes :

- Un premier groupe composé du grain 20  $\mu\text{m}$ , ce dernier présente une similitude avec l'expérimental uniquement sur la présence de rayures. L'amplitude de ces rayures sont significativement basses par rapport à l'amplitude lors des observations expérimentales. Cela explique en partie la différence observée sur les paramètres de rugosité.
- Le deuxième groupe se compose des grains 30  $\mu\text{m}$ , 60  $\mu\text{m}$  et 80  $\mu\text{m}$ . Il existe une ressemblance entre les topographies simulées et expérimentales en terme d'amplitude.

A noter qu'au contraire des surfaces expérimentales, les surfaces simulées présentent des rayures dans un seul sens. Ceci laisse penser que la topographie observée est celle du dernier passage de la toile.

### 5.2.1 Conclusions intermédiaires

Cette section s'est intéressée à la simulation du procédé de toilage pour différentes tailles de grains en utilisant deux types de toiles : des toiles dont les grains sont alignés par la méthode de détection des motifs et des toiles dont les grains sont alignés par le filtre de dilatation. Ces simulations sont comparées aux résultats expérimentaux.

L'utilisation des topographies de toiles alignées par la méthode de détection de motifs mène à une sous-estimation de l'ensemble des paramètres de rugosité pour l'ensemble des tailles de grains. Ceci est dû au fait que cette méthode aligne plus de grains que la réalité du procédé. L'utilisation de cette méthode peut être prometteuse si l'alignement des grains devient plus physique (Figure 173).

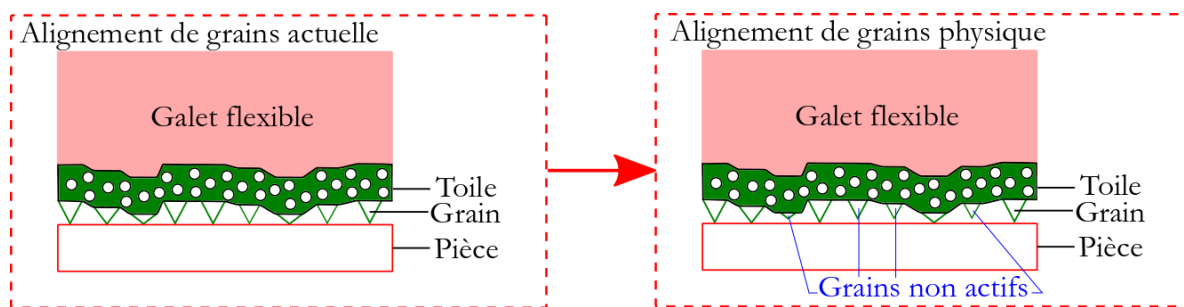


Figure 173. Schéma illustrant la différence entre la méthode d'alignement actuelle et une méthode d'alignement physique

C'est-à-dire, si l'alignement des grains devient dépendant de la force de toilage et des conditions de contact toile pièce, ce qui permettrait de représenter le plus fidèlement le procédé. Une autre cause pourrait être le fait que notre méthode ne distingue pas les grains de la colle, il existe des grains noyés sous la colle comme illustré en Figure 174, une tomographie de la toile pourrait améliorer la restitution de la position et la forme des grains précisément. Ou aussi une méthode de dissolution partielle de la colle qui ne détériore pas les grains pourrait aider à améliorer la mesure de toile.

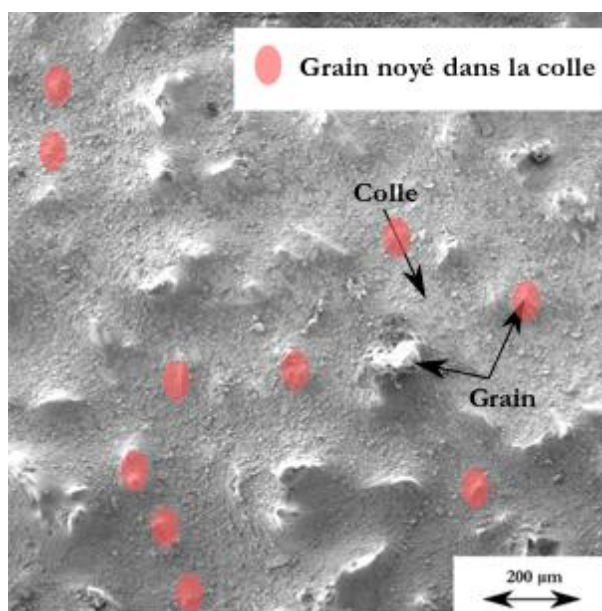


Figure 174. Observation d'une toile de grain 80 µm en mettant en avant les grains noyés dans la colle

A ce stade, l'utilisation des toiles alignées par filtre de dilatation paraît plus cohérente. En vue des résultats de simulation, les toiles dont les grains sont alignés par filtre de dilatation sont gardées pour le reste du manuscrit.

### 5.3 PERSPECTIVES D'AMELIORATION

La simulation de la rugosité de toilage en utilisant le modèle présenté en Chapitre 4 (avec des toiles brutes et des toiles déformées virtuellement) présente l'inconvénient du temps de calcul assez conséquent. Ce temps de calcul est d'environ 12h pour la configuration suivante (Intel® Core™ i7-6700 CPU@3.4GHz – 16 Go RAM).

L'utilisation d'une méthode de rayage 2D pourrait permettre de réduire drastiquement le temps de calcul, cette méthode ne tiendrait donc pas compte de la cinématique du procédé. Avant de la mettre en œuvre, il faut vérifier l'effet de l'oscillation sur la rugosité simulée.

#### 1. Impact de l'oscillation sur les résultats de simulation

L'objectif de cette partie est d'observer l'effet de l'oscillation sur les rugosités générées lors du procédé de toilage. Compte tenu des temps de calcul assez conséquents, il a été décidé de se concentrer sur les toiles de grains 30  $\mu\text{m}$  et 60  $\mu\text{m}$  présentant les résultats les plus intéressants industriellement. Les paramètres de simulation utilisés sont listés en Tableau 18.

Tableau 18. Paramètres du procédé utilisé pour la simulation de l'effet de la fréquence d'oscillation

<b>Fréquence d'oscillation</b>	$f_{osc}$	Hz	0-12-24
<b>Amplitude d'oscillation</b>	$A_{osc}$	mm	1
<b>Vitesse de rotation de la pièce</b>	$N_p$	tour/min	900
<b>Vitesse d'avance de la toile</b>	$V_{toile}$	mm/s	0.6
<b>Force de toilage</b>	$F_n$	N	150
<b>Taille de grains</b>		$\mu\text{m}$	30-60

Une observation des topographies simulées pour les différentes fréquences d'oscillation pour le grain 30  $\mu\text{m}$  et 60  $\mu\text{m}$  est présentée en Figure 175.



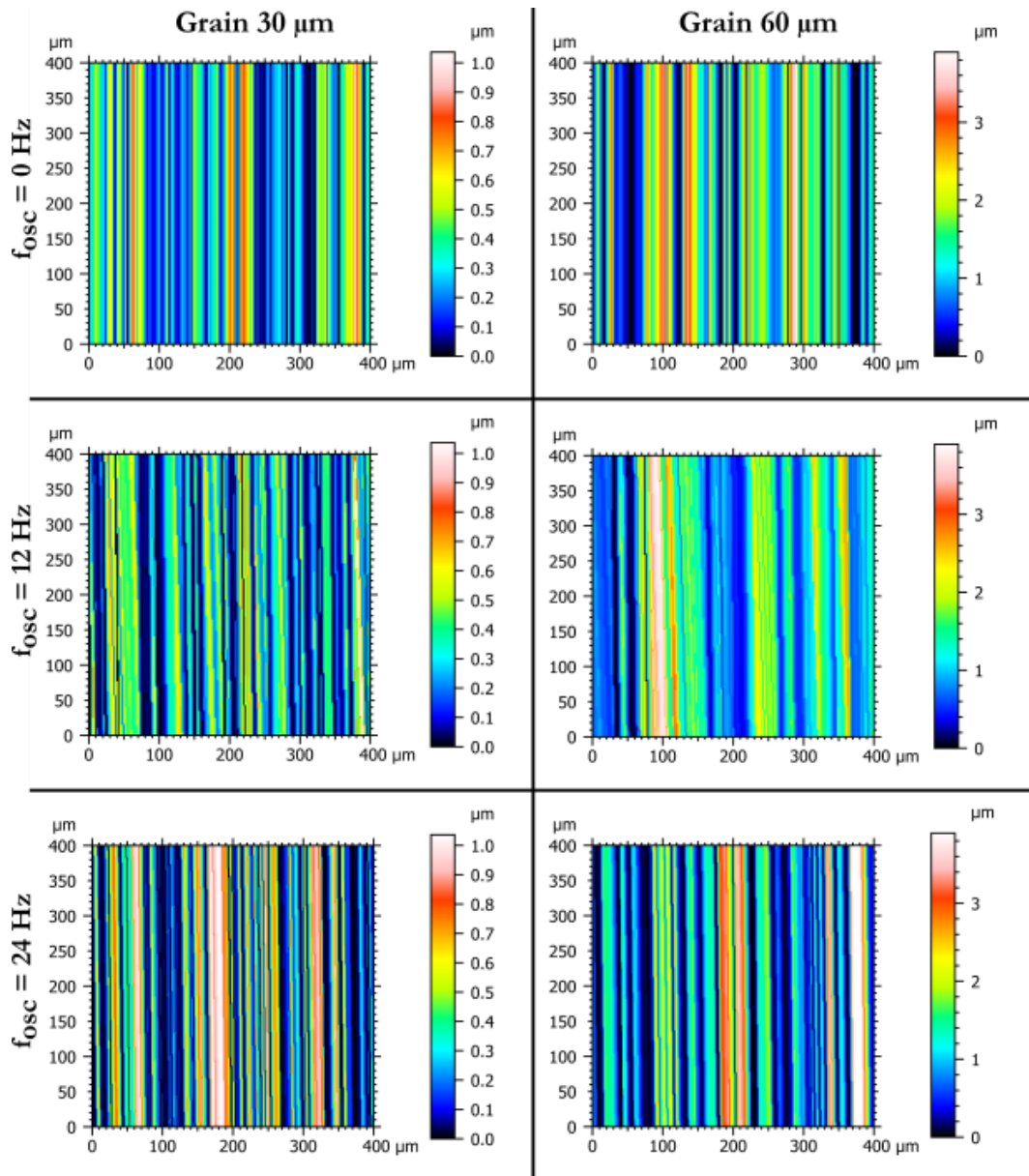


Figure 175. Observation des topographies des différentes configurations simulées

Les topographies observées présentent des différences dues à la cinématique du procédé qui est différente entre chaque cas. Par contre, l'amplitude des rayures est similaire.

La comparaison des différentes rugosités obtenues lors de la simulation du toilage avec différentes fréquences d'oscillations est présentée sur les Figure 176, Figure 177, Figure 178, Figure 179 et Figure 180 illustrant respectivement  $R_a$ ,  $R_{sm}$ ,  $R_k$ ,  $R_{pk}$  et  $R_{vk}$ . Les barres d'erreur représentent les valeurs minimales et maximales obtenues.

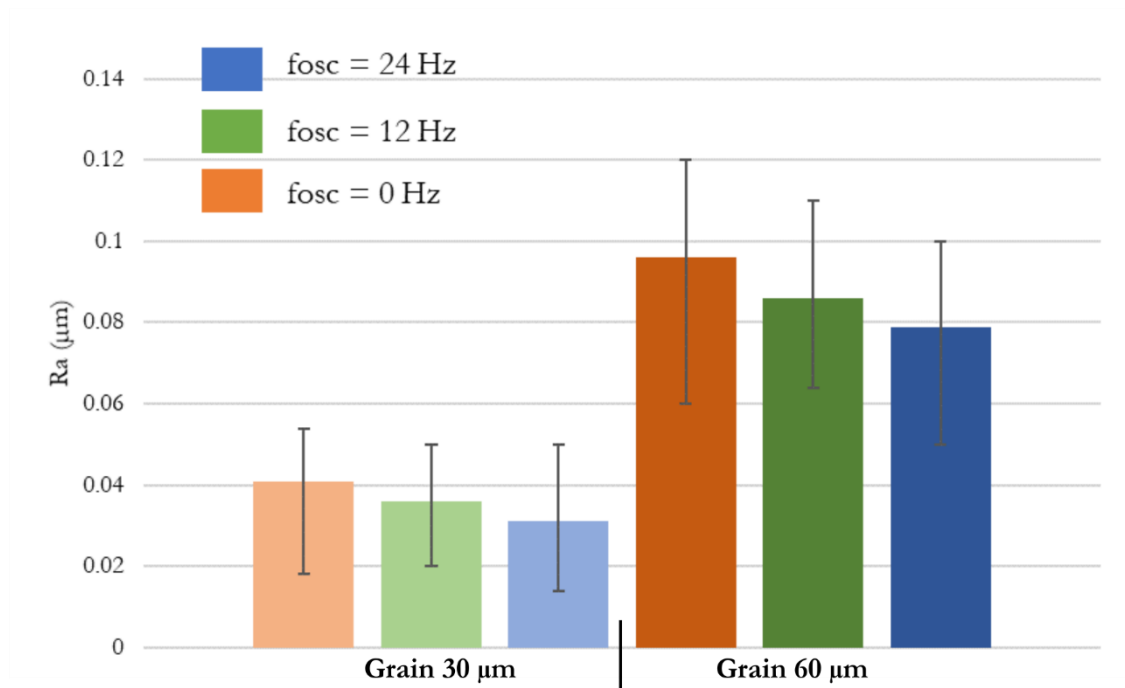


Figure 176. Paramètre de rugosité  $R_a$  simulé en fonction de la fréquence d'oscillation

La Figure 176 présente le  $R_a$  simulé en fonction de la fréquence d'oscillation pour les grains 30  $\mu\text{m}$  et 60  $\mu\text{m}$ . Les résultats montrent qu'une fréquence d'oscillation inférieure implique une légère augmentation de la valeur du  $R_a$  simulé. Cette tendance a déjà été observée expérimentalement par les études passées de (Khellouki, 2007; Khellouki, Rech and Zahouani, 2007a).

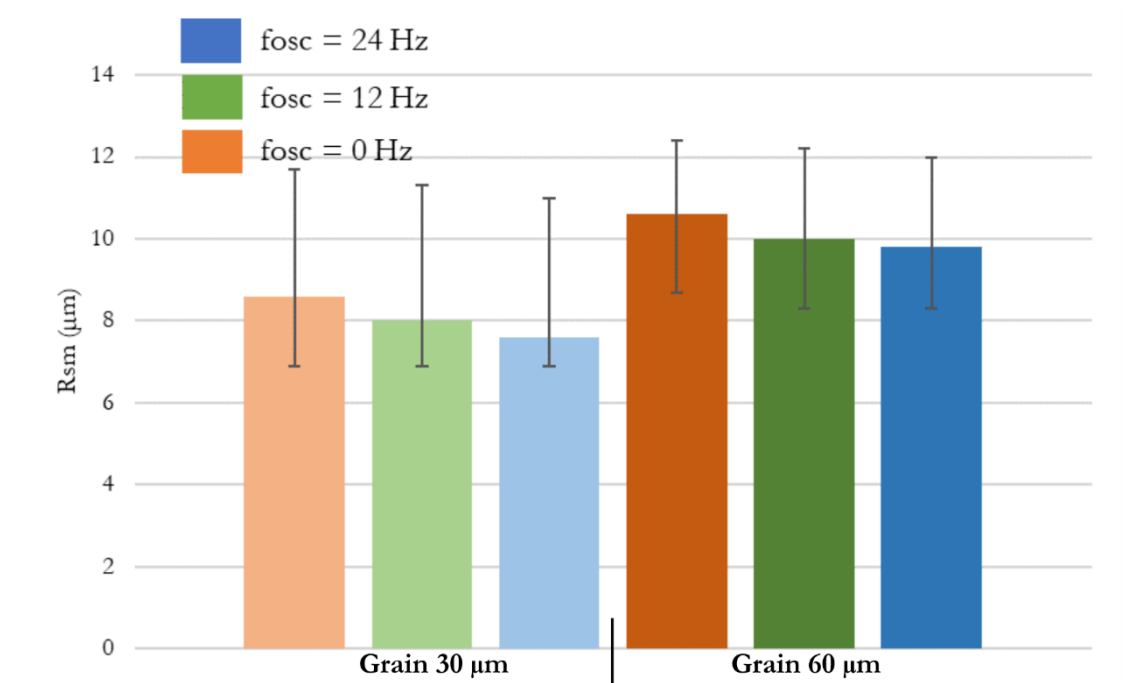


Figure 177. Paramètre de rugosité  $R_{sm}$  simulé en fonction de la fréquence d'oscillation

L'analyse du paramètre de rugosité  $R_{sm}$  illustré en Figure 177 permet de dégager la même tendance que pour la rugosité  $R_a$ . Le paramètre  $R_{sm}$  est principalement lié à la topographie de la toile utilisée.

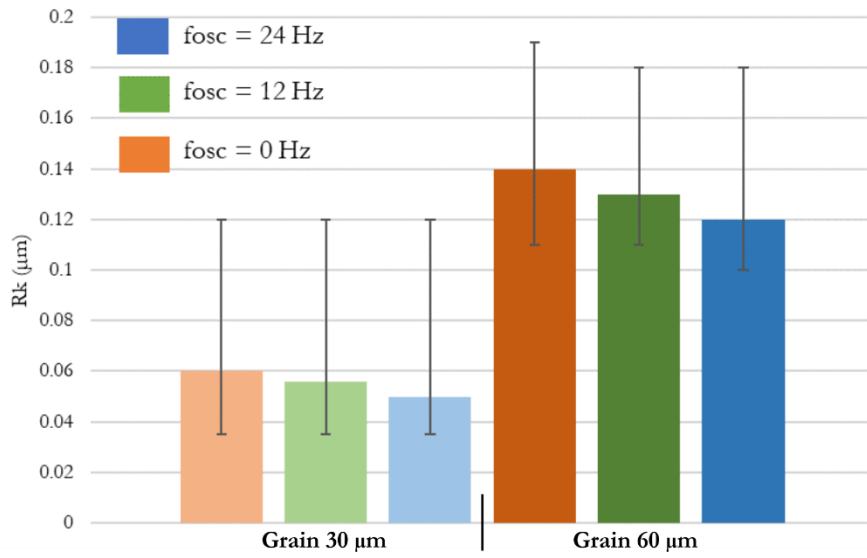


Figure 178. Paramètre de rugosité  $R_k$  simulé en fonction de la fréquence d'oscillation

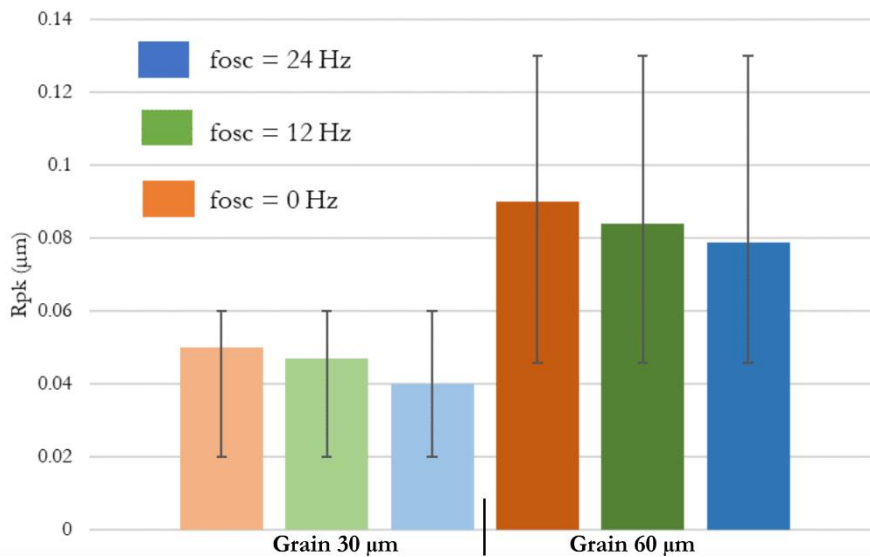


Figure 179. Paramètre de rugosité  $R_{pk}$  simulé en fonction de la fréquence d'oscillation

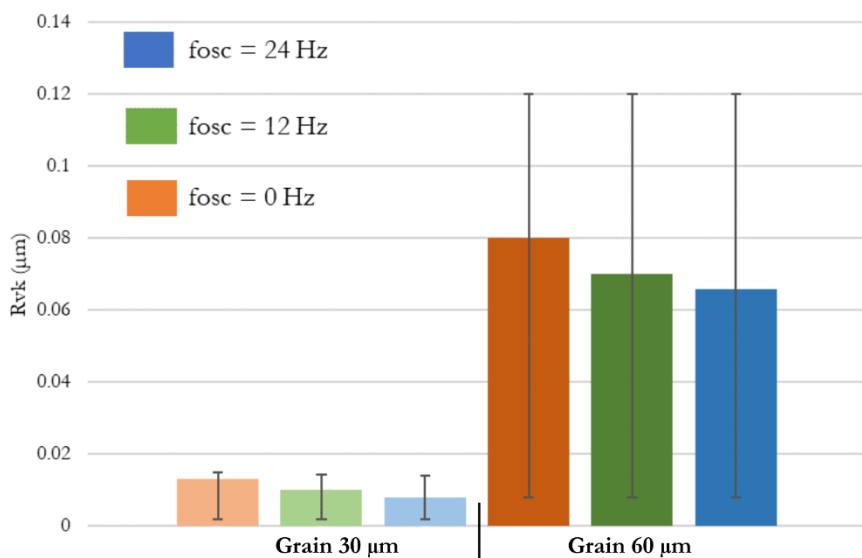


Figure 180. Paramètre de rugosité  $R_{vk}$  simulé en fonction de la fréquence d'oscillation

Les paramètres fonctionnels  $R_k$ ,  $R_{pk}$  et  $R_{vk}$  présentent la même tendance que le  $R_a$ . Une fréquence d'oscillation plus faible implique une augmentation des valeurs de ces paramètres. Par contre une légère augmentation de la moyenne est observée quand la fréquence d'oscillation est nulle.

Ainsi la fréquence d'oscillation, et par ailleurs la cinématique du procédé n'a qu'un effet modéré (qui ne comble pas l'écart entre les valeurs expérimentales et les valeurs simulées) sur la rugosité générée. On peut seulement faire le constat de variations esthétiques de la topographie simulée (ressemblance entre la surface simulée et la surface expérimentale).

Il est donc possible de négliger le paramètre d'oscillation (qui est un paramètre d'ordre secondaire dans notre modèle), et donc d'alléger le temps de calcul en passant vers un modèle 2D (rayage unidirectionnel).

## 2. Impact de l'indentation :

L'objectif de cette partie est de comparer la rugosité obtenue pour une indentation expérimentale imposée et celle obtenue avec une indentation calculée par le modèle.

La Figure 181 présente la comparaison de la rugosité  $R_a$  expérimental et simulée avec une indentation expérimentale et avec une indentation numérique pour l'ensemble des tailles de grains.

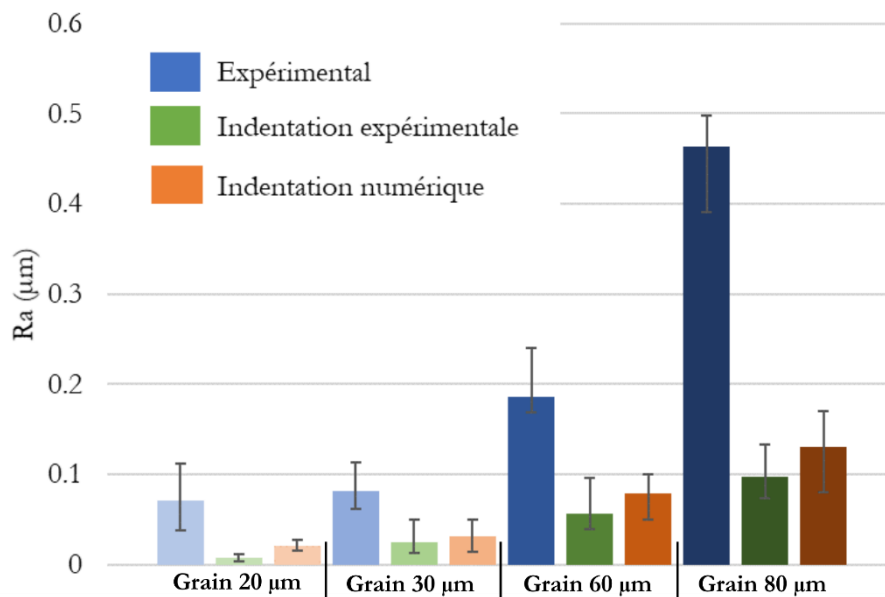


Figure 181. Comparaison de la rugosité  $R_a$  simulée pour une indentation expérimentale et une indentation numérique

Les rugosités simulées sont sous-estimées par rapport aux rugosités expérimentales. Il est observable que les résultats de la simulation en utilisant une indentation expérimentale sont plus basses que les rugosités pour une indentation numérique. Ceci est dû au fait que l'indentation par tour expérimentale est nettement plus basse que celle numérique. La Figure 182 présente la comparaison de la rugosité  $R_{sm}$  pour les deux types d'indentation. Les résultats présentent la même tendance que pour la rugosité  $R_a$ .

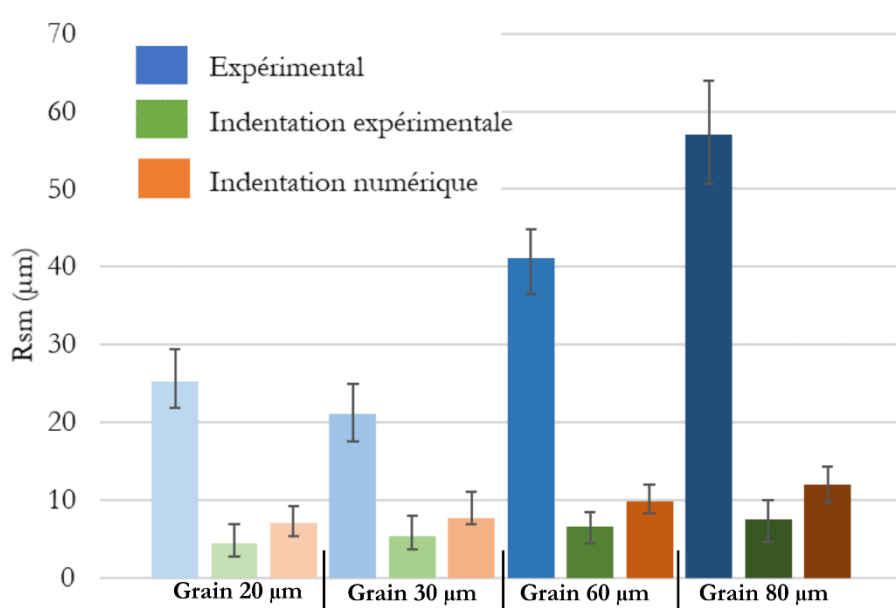


Figure 182. Comparaison de la rugosité  $R_{sm}$  simulée pour une indentation expérimentale et une indentation numérique

Sachant que l'indentation expérimentale est nettement inférieure à l'indentation numérique, la partie de la ligne de crête active (indentée dans la pièce) est inférieure proportionnellement à la différence d'indentation par tour. Cette différence implique la génération d'un profil de pièce plus fin pour l'indentation expérimentale à chaque tour. Ce profil de pièce est plus rugueux pour l'indentation numérique vu que l'enfoncement de la ligne de crête dans la pièce à chaque tour est plus grand.

Les Figure 183, Figure 184 et Figure 185 présentent les résultats pour les paramètres de rugosité  $R_k$ ,  $R_{pk}$  et  $R_{pk}$ . Les résultats de l'indentation expérimentale présentent une tendance similaire aux résultats du  $R_a$ . Les valeurs de rugosité pour une indentation expérimentale sont plus basses que celles pour une indentation numérique.

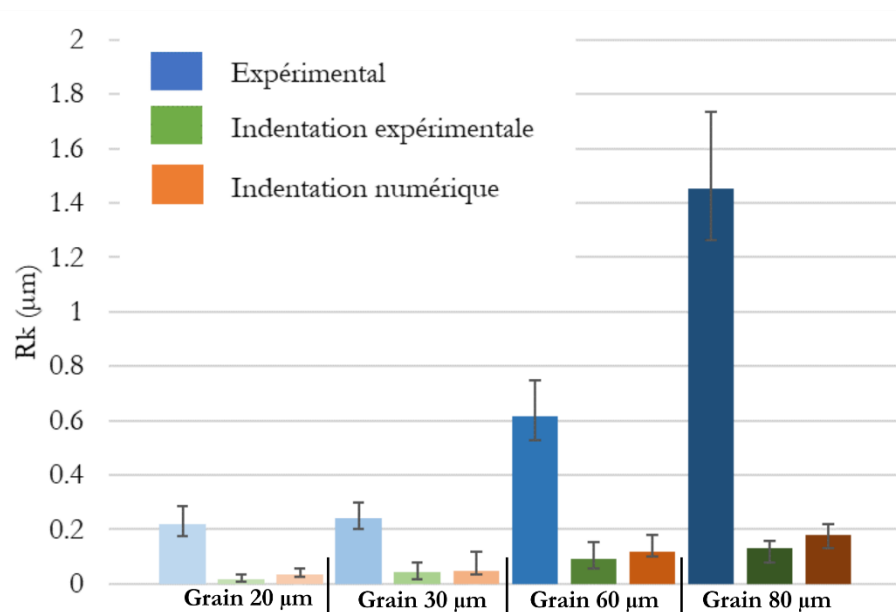


Figure 183. Comparaison de la rugosité  $R_k$  simulée pour une indentation expérimentale et une indentation numérique

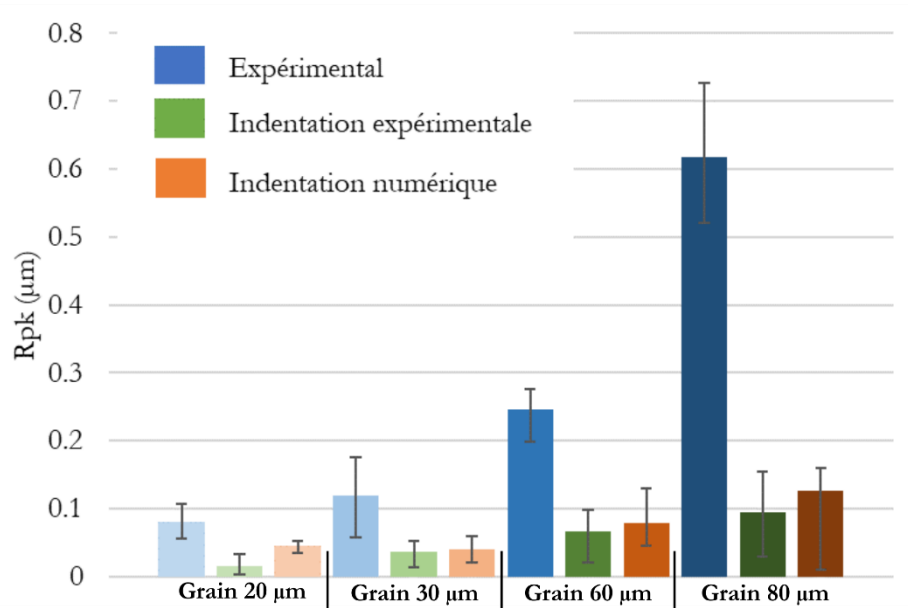


Figure 184. Comparaison de la rugosité  $R_{pk}$  simulée pour une indentation expérimentale et une indentation numérique

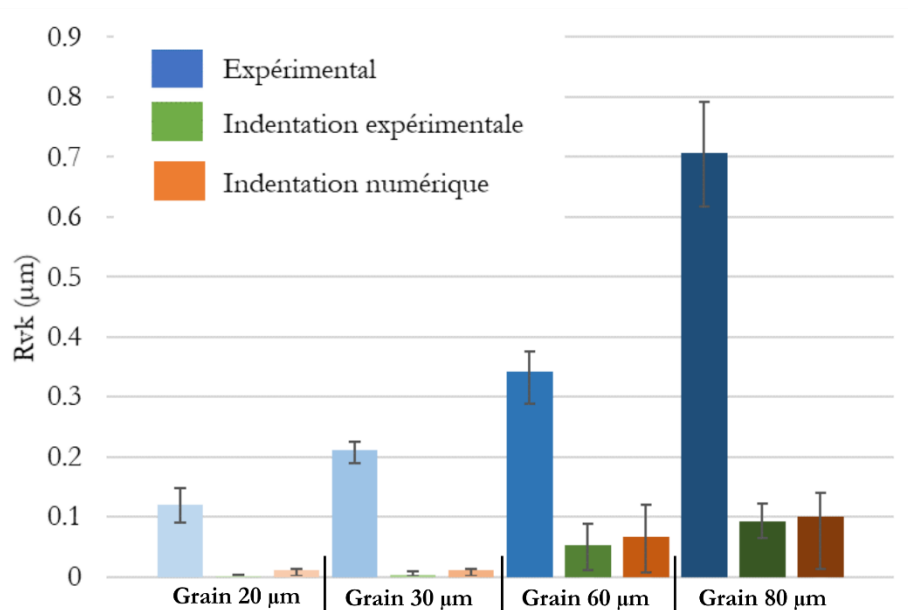


Figure 185. Comparaison de la rugosité  $R_{vk}$  simulée pour une indentation expérimentale et une indentation numérique

Pour conclure, les résultats de simulation avec une indentation expérimentale présentent des rugosités plus basses que les simulations avec une indentation numérique. Ainsi, une des évolutions du modèle serait de passer vers un modèle d'indentation capable de tenir compte des conditions de contact locales et des propriétés de la pièce, de la toile et du galet.

## 5.4 CONCLUSIONS

Ce chapitre propose deux méthodologies d'alignement de grains et leurs comparaisons. D'abord, la méthode de réalignement par détection de motifs, puis la méthode d'alignement par filtres morphologiques (dilatation ou fermeture).

La comparaison entre les filtres morphologiques par dilatation ou par fermeture a permis de conclure, que dans le cadre de notre étude, un filtre morphologique de dilatation était plus adéquat car il déforme moins les grains. Ensuite, une méthode de détermination du rayon 'optimal' du filtre a été explicitée. La comparaison des méthodes de réalignement par détection de motifs et par filtre morphologique de dilatation montre qu'on réaligne plus de grains avec la méthode de détection de motifs qu'avec la méthode d'alignement par filtre morphologique. La comparaison des rugosités simulées après alignement des grains appuie ce propos, puisque les toiles filtrées présentent des rugosités  $R_a$  légèrement supérieures à celles traitées par la méthode d'alignement par détection de motifs.

Une première observation permet de déceler l'effet de l'alignement des grains sur les rugosités générées par le toilage. Les toiles alignées par détection de motifs sous-estiment la valeur des rugosités générées expérimentalement. Les rugosités obtenues par ces toiles sont beaucoup plus basses que les rugosités obtenues expérimentalement. Tandis que les toiles alignées par filtre de dilatation permettent d'obtenir une meilleure prédiction de la rugosité que les toiles alignées par la méthode de détection de motifs. Ainsi, l'alignement des grains permet d'avoir plus de grains actifs et une indentation réduite (augmentation du nombre de points de contact permet de réduire l'indentation) ce qui permet de s'approcher des résultats expérimentaux (malgré la sous-estimation des valeurs de rugosité par la simulation).

L'effet de l'oscillation est ensuite étudié. Les simulations étudiées ont été réalisées avec des toiles dont les grains étaient alignés par un filtre de dilatation. Cette étude permet d'observer que les fréquences d'oscillation plus basses impliquaient des valeurs de rugosité plus élevée. Ainsi, une simulation de toilage dans les conditions d'oscillation expérimentales ( $f_{osc} = 12$  Hz et  $A_{osc} = 1$  mm) donne des résultats légèrement inférieurs à un toilage sans oscillation ( $f_{osc} = 0$  Hz et  $A_{osc} = 0$  mm).

L'application d'une indentation expérimentale au modèle a permis de constater que les rugosités obtenues étaient plus basses que les rugosités obtenues pour une indentation numérique. L'une des améliorations possible est l'amélioration du module d'indentation pour tenir compte des conditions de contact.

Les résultats de l'effet de l'oscillation, couplé au temps de calcul du modèle 3D ont mené au développement d'un nouveau modèle 2D. Ce dernier s'appuie sur les mêmes bases du modèle 3D en éliminant le mouvement d'oscillation. La présentation de ce modèle et ses résultats sont présentés dans le chapitre suivant (Chapitre 6).

## 6

## MODELISATION DU TOILAGE – APPROCHE 2D

L'objet du chapitre est de proposer une adaptation du modèle 3D précédemment présenté. Il propose une modélisation du toilage sous une approche 2D. La section (6.1) présente les changements ainsi que le nouveau synoptique du modèle. La section (6.2) détaille le modèle 2D avec un exemple d'application. Ensuite la section (6.3) étudie l'effet des différents paramètres de toilage (taille de grains, force de toilage et dureté du galet). La section (6.4) s'intéresse à la sensibilité du modèle vis-à-vis de la toile mesurée et la limite élastique de la pièce. Finalement la section (6.5) se concentre sur les perspectives d'évolution du modèle.

### Sommaire :

<b>6.1</b>	<b>SYNOPTIQUE DU MODELE .....</b>	<b>192</b>
<b>6.2</b>	<b>MODELE 2D DE SIMULATION DE LA RUGOSITE EN TOILAGE.....</b>	<b>196</b>
6.2.1	MODULE DE CONTACT MACRO (ETAPE A).....	197
6.2.2	DISCRETISATION DES SURFACES (ETAPE B).....	197
6.2.3	MODULE DIMENSION DE CONTACT (ETAPE C).....	198
6.2.4	MODULE D'INDENTATION (ETAPE D).....	198
6.2.5	MODULE EXTRACTION DE TOPOGRAPHIES (ETAPE E).....	200
6.2.6	DETERMINATION DE LA LIGNE DE CRETE (ETAPE F).....	201
6.2.7	MODULE D'ENLEVEMENT DE MATIERE (ETAPE G).....	201
6.2.8	SORTIES DU MODELE .....	202
<b>6.3</b>	<b>ANALYSE DE L'EFFET DES PARAMETRES DE TOILAGE SUR LA TOPOGRAPHIE SIMULEE .....</b>	<b>203</b>
6.3.1	EFFET DE LA TAILLE DES GRAINS.....	203
6.3.2	EFFET DE LA FORCE DE TOILAGE .....	208
6.3.3	EFFET DE LA DURETE DU GALET .....	213
6.3.4	CONCLUSIONS INTERMEDIAIRES :.....	217
<b>6.4</b>	<b>SENSIBILITE DU MODELE .....</b>	<b>217</b>
6.4.1	EFFET STATISTIQUE DE LA TOILE .....	217
6.4.2	EFFET DU MODULE D'INDENTATION.....	221
6.4.3	CONCLUSIONS INTERMEDIAIRES :.....	225
<b>6.5</b>	<b>PERSPECTIVES D'EVOLUTION :.....</b>	<b>225</b>
6.5.1	SENSIBILITE DU MODELE AU RAYON DU FILTRE :.....	225
6.5.2	EVOLUTION DU MODULE D'INDENTATION :.....	229
<b>6.6</b>	<b>CONCLUSIONS.....</b>	<b>233</b>



Nous avons montré précédemment que le temps de simulation du procédé de toilage avec l'approche 3D est de l'ordre de 12h. De plus il a été mis en évidence que la fréquence d'oscillation n'a qu'un faible impact sur les résultats de la topographie simulée. De ce constat, il a été décidé d'étudier la possibilité de proposer une nouvelle méthode de simulation basée sur une approche en 2 dimensions qui a le potentiel de réduire le temps de calcul. C'est l'objet de ce chapitre.

### 6.1 SYNOPTIQUE DU MODELE

L'approche 2D de modélisation se base sur l'approche de modélisation 3D décrite en chapitre 4. L'idée consiste à négliger l'effet du mouvement d'oscillation car les angles de rayage sont très faibles. Or la prise en compte de cette oscillation est très consommatrice de ressources informatiques. De facto, il devient intéressant d'étudier la possibilité de simuler le toilage par une série de rayages monodirectionnels, et ainsi faire le ratio entre le gain de temps de simulation et la perte de réalisme de la simulation.

L'approche 2D de modélisation s'appuie sur les mêmes données d'entrée (mêmes paramètres de toilage présentés initialement en Figure 115) actualisés en Figure 186. L'ensemble des paramètres de toilage sont gardés sauf les paramètres cinématiques du procédé (vitesse de rotation de la pièce, vitesse d'avance de la toile plus la fréquence et l'amplitude d'oscillation impliquant la vitesse d'oscillation de la toile).

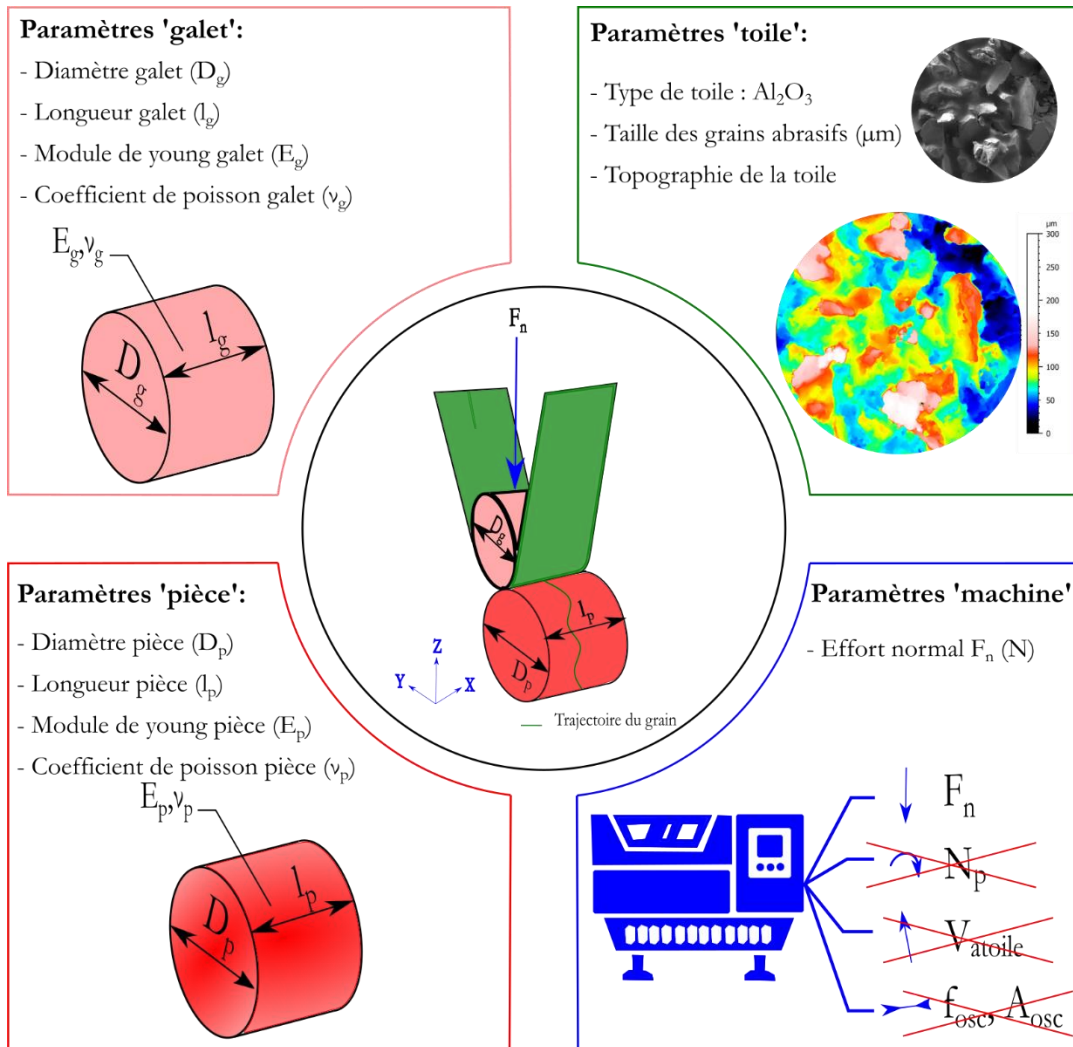


Figure 186. Paramètres d'entrée de l'approche 2D de modélisation

Les paramètres d'entrée du modèle sont mis à jour, ils sont listés sur le Tableau 19.

Tableau 19. Paramètres d'entrés du modèle 2D

	Unités	Valeurs
Force de toilage $F_n$	(N)	75 – 150 – 300
Diamètre du galet $D_g$	(mm)	70
Largeur du galet $l_g$	(mm)	50
Module de Young du galet $E_g$	(MPa)	14.5 – 30 – 50
Coefficient de poisson du galet $\nu_g$		0.5
Taille des grains abrasifs	( $\mu\text{m}$ )	20 – 30 – 60 – 80
Méthode d'alignement des grains		Filtre de dilatation
Diamètre de la pièce $D_p$	(mm)	44
Largeur de la pièce $l_p$	(mm)	40
Module de Young de la pièce $E_p$	(MPa)	210 000
Coefficient de poisson de la pièce $\nu_p$		0.3
Limite élastique de la pièce $\sigma_e$	(MPa)	930 – 1040 – 1100 – 1200
Temps de toilage $t$	(s)	60

Plusieurs briques du synopsis initialement présenté en Figure 114 restent inchangées, la version adaptée pour l'approche 2D est illustrée en Figure 187.

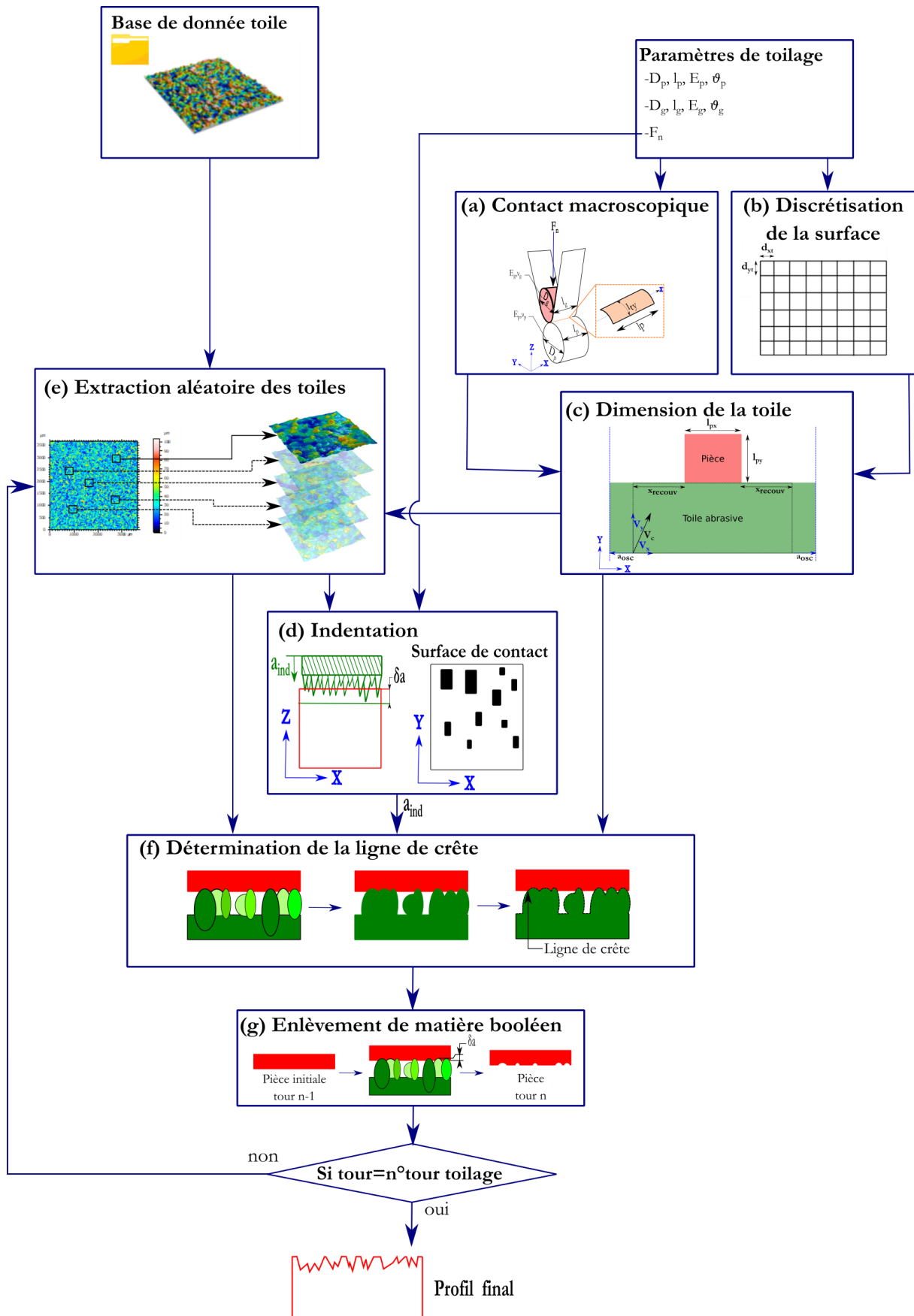


Figure 187. Synopsis du modèle 2D

Le calcul de la dimension de contact présenté initialement en Chapitre 4 n'est plus d'actualité. La dimension de toile actualisée est présentée en Figure 187(c). La théorie de Hertz continue d'être appliquée à l'échelle macroscopique afin de calculer la longueur de contact. Pour autant, en supprimant le mouvement d'oscillation, le calcul de la longueur de recouvrement n'est plus nécessaire, la largeur de toile  $l_x$  est remplacée par la largeur de pièce à simuler  $l_{px}$ . La Figure 188 schématise la largeur de toile numérique pour l'approche 3D et 2D.

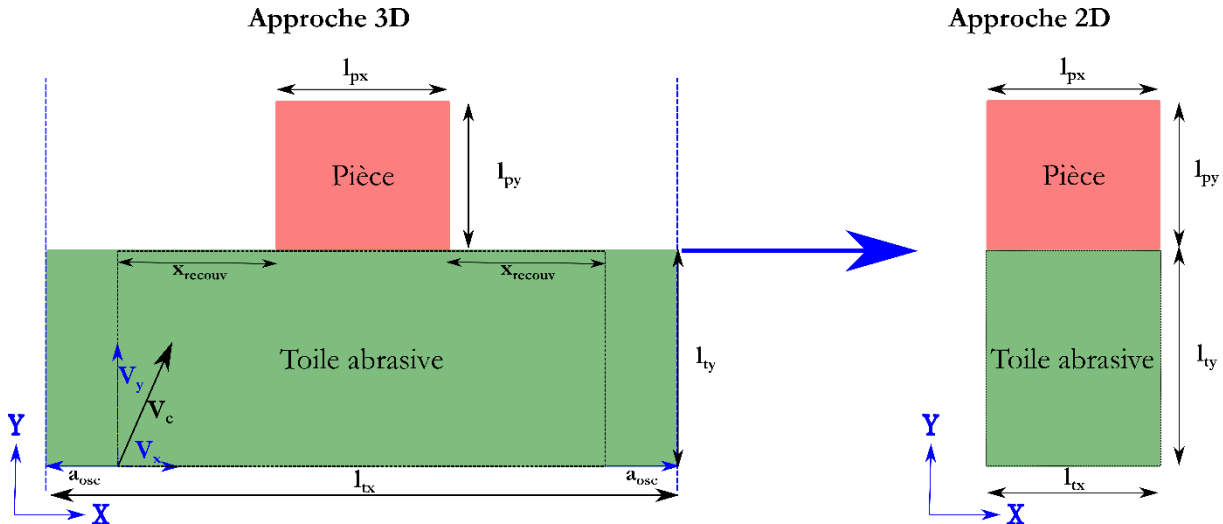


Figure 188. Dimensions macro géométriques des 2 solides en contact – (a) approche 3D – (b) approche 2D

Ainsi, la largeur de toile  $l_x$  devient :  $l_{tx} = l_{px}$

De plus le module cinématique n'a plus d'utilité dans une configuration de rayage monodirectionnel suivant l'axe **Y**.

Le déplacement suivant l'axe **Z** qui correspond à l'indentation de la toile dans la pièce reste déterminé par le module d'indentation (Figure 187(d)).

A chaque tour un échantillon de toile est tiré aléatoirement au sein de la grande toile mesurée en amont - Figure 187 (e). C'est cette étape fondamentale qui prend en compte que la toile, qui va rentrer dans le contact, est renouvelée à chaque tour. Cette étape ne simule plus l'oscillation, mais les conséquences de l'oscillation sur le contact. Par la suite, nous utiliserons l'expression « la toile » pour parler de l'échantillon de toile. La topographie de la toile utilisée est une topographie filtrée par le filtre de dilatation de façon à simuler l'élasticité du système galet / toile (alignement des grains) tel qu'expliqué au chapitre 5.

La Figure 189 schématise la différence entre une toile brute et une toile dont les grains sont alignés. Après cette étape d'alignement des grains, la partie clef de cette nouvelle méthode consiste à observer la topographie « 3D » de la toile par le côté dans la direction de rayage. On peut ainsi déterminer une ligne de crête des grains abrasifs répartis sur la surface de la toile. Ce sont ces grains qui seront responsables de l'abrasion de la surface.

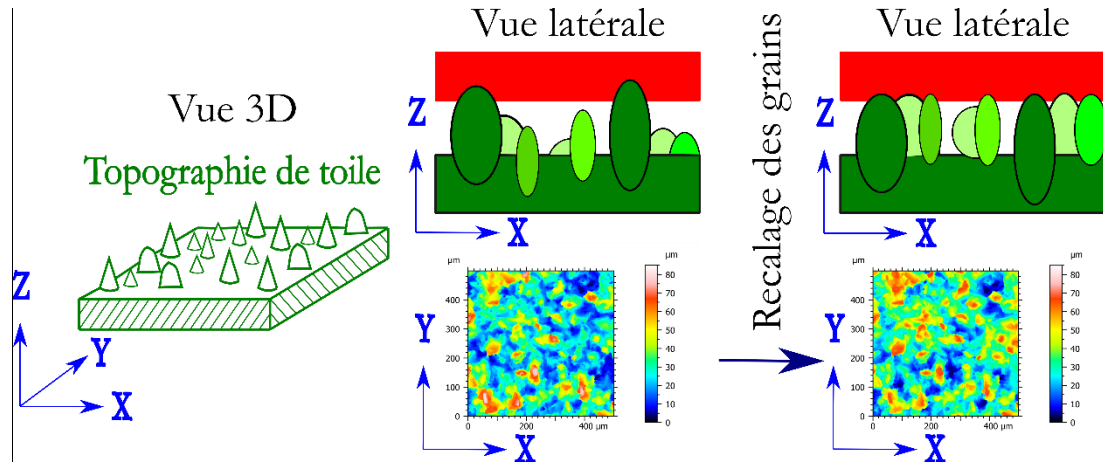


Figure 189. Comparaison de la vue latérale d'une toile brute et une toile filtrée (grains alignés)

La Figure 187(f) illustre l'étape d'identification de cette ligne de crête (le profil). Ce profil est ensuite indenté suivant l'axe  $Z$  dans la surface usinée selon la même méthodologie présentée dans la section 4.7 (Figure 130). Vient ensuite l'étape de rayage de la surface. En termes de modélisation, cela se traduit par une opération booléenne entre le profil de crête de la toile et le profil antérieur de la surface comme présenté sur la Figure 187(g).

La procédure est répétée  $N$  fois avec  $N$  qui correspond au nombre de rotation de la pièce ce qui permet d'atteindre le régime permanent (= la signature de la toile sur la surface). Il est important de noter que, pour simuler le déphasage de la toile par rapport à la pièce, ainsi que sa vitesse d'avance (en fait vitesse de régénération), un nouvel échantillon de toile est tiré aléatoirement au sort. De fait la topographie simulée intègre en plus automatiquement la dispersion naturelle de la toile et le déphasage entre la fréquence d'oscillation de la toile et la fréquence de rotation de la pièce.

A chaque tour, il est possible de quantifier les paramètres de rugosité des profils simulés de façon à identifier la capacité à atteindre un régime stabilisé au sein de la simulation.

## 6.2 MODELE 2D DE SIMULATION DE LA RUGOSITE EN TOILAGE

Cette partie s'intéresse à la description des différents modules constituant le modèle. Cette description est accompagnée par un cas d'étude de modélisation de la rugosité de toilage. Les paramètres de toilage utilisés pour le cas d'étude sont listés dans le Tableau 11.

Tableau 20. Paramètres de toilage utilisés pour le cas d'étude

Force de toilage	$F_n$	N	150
Taille de grains		$\mu\text{m}$	30

Le cas d'étude choisi est le toilage avec le grain  $30 \mu\text{m}$ . La toile mesurée utilisée est illustrée en Figure 190(a) (les grains sont orientés vers le haut, ils ont des altitudes positives et sont représentés par le jaune et le rouge). La toile utilisée par le modèle 2D est la toile dont les grains sont alignés à la même hauteur par le filtre de dilatation présentée en Figure 190(b).

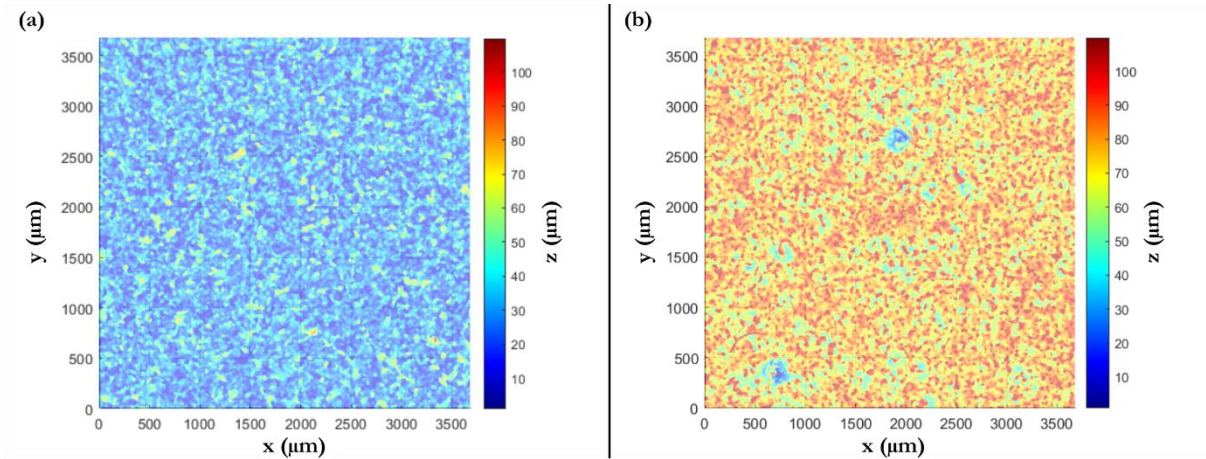


Figure 190. (a) Toile mesurée et (b) toile avec grains alignés pour la taille de grains 30 µm

### 6.2.1 Module de contact macro (étape a)

Cette étape consiste à calculer la largeur de contact entre la pièce et la toile (poussée par un galet élastique). Cette longueur de contact notée  $l_{ty}$  dépend des conditions de contact entre la toile et la pièce.

Il s'agit d'un module commun entre le modèle 2D et le modèle 3D. Pour rappel, la longueur de contact dépend des propriétés mécaniques du galet élastique et de la pièce, de leurs géométries et de la force de toilage appliquée. Un rappel de la théorie de Hertz pour les contacts rectilignes est présenté en Annexe F. Le contact de Hertz en toilage est présenté en Figure 187(a), la largeur de contact s'écrit :

$$l_{ty} = 2 \times \left( 2 \sqrt{(k_p + k_g) \frac{R_p R_g}{R_p + R_g} \times \frac{F_n}{\pi l_g}} \right) \quad (Eq\ 6-1)$$

Avec :  $k_i = \frac{1-\vartheta_i^2}{E_i}$  tel que  $E_i$  est le module de Young du matériau i et  $\vartheta_i$  son coefficient de poisson.

Les valeurs de ces paramètres pour l'acier cimenté 27MnCr5 et du galet en polymère 80 Shore A sont résumés dans la Tableau 21. Les paramètres mécaniques du galet en polymère ont été calculés en prenant comme référence les valeurs de (Khellouki, 2007) pour le galet 90 Shore A.

Tableau 21. Module de Young E (MPa) et coefficient de Poisson  $\vartheta$  de l'acier cimenté 27MnCr5 et les différents galets en polymère

Matériau	Module de Young (MPa)	Coefficient de poisson
Acier 27MnCr5	210000	0.3
Galet (80 shore A)	50	0.5

La valeur théorique de la largeur de contact calculée pour un galet 80 shore A est :  $l_{ty} = 1967 \mu m$ . Cette valeur est sous-estimée par rapport à la valeur expérimentale ( $l_{ty} = 3720 \mu m - 3900 \mu m$ ) comme observé au chapitre 4.

### 6.2.2 Discrétisation des surfaces (étape b)

La discrétisation des surfaces est un module commun entre les deux modèles aussi. Il est schématisé en Figure 187(b). Pour la simulation de la topographie de surface, la discrétisation spatiale avec des éléments

carrés  $d_{xt} = d_{yt}$  a été choisie. La résolution de celle-ci a été gardée la même comme au chapitre 4 ( $d_{xt} = 1 \mu\text{m}$ ).

Plusieurs matrices de toile et de pièce sont créées. Il s'agit de matrices de positions, ainsi que de matrices de topographie (dans ces matrices, chaque cellule représente une altitude). Les matrices représentatives de la toile sont notées avec un index **t** par exemple  $X_t$ . Tandis que les matrices de pièce sont notées avec un index **p** comme  $X_p$ .

La simulation du toilage complet d'une pièce (larges matrices de pièce **131880 × 40000 éléments**) reste peu raisonnables à l'échelle micro avec les performances actuelles de calcul. Ainsi, il est nécessaire de réduire le nombre d'éléments. Il est proposé de simuler une surface de la pièce dont les dimensions sont cohérentes avec la surface caractérisée expérimentalement. Cela va permettre de réduire considérablement les tailles des matrices de pièce (**400 × 400**). Cela est équivalent à simuler la topographie d'une surface de pièce de **400 μm × 400 μm**.

### 6.2.3 Module dimension de contact (étape c)

Sachant que le modèle 2D n'utilise pas les paramètres cinématiques du procédé de toilage, cette étape devient obsolète. Ainsi, la longueur minimale de toile suivant l'axe **X** pour le modèle 2D est la longueur de la pièce suivant **X** comme présenté en Figure 191.

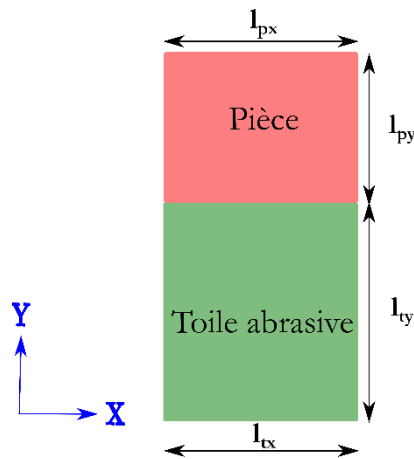


Figure 191. Largeur de contact pour le modèle 2D

La longueur de contact suivant **X** :  $l_{tx}$  s'écrit donc comme suit

$$l_{tx} = l_{px} \tag{Eq 6-2}$$

Ainsi pour simuler une pièce de (**400 μm × 400 μm**), il est nécessaire d'utiliser une toile de (**400 μm × 1967 μm**) pour les conditions de toilage présentés en dessus.

### 6.2.4 Module d'indentation (étape d)

Le module d'indentation est le même présenté en chapitre 4. Il permet de calculer le déplacement vertical de la toile par rapport à la pièce (nommé dans le travail présenté indentation) dépend des paramètres matériau (de la pièce et du galet) et de la force de contact. Une méthodologie pour le calcul de l'indentation a été développée. Pour rappel, celle-ci est représentée en Figure 192.

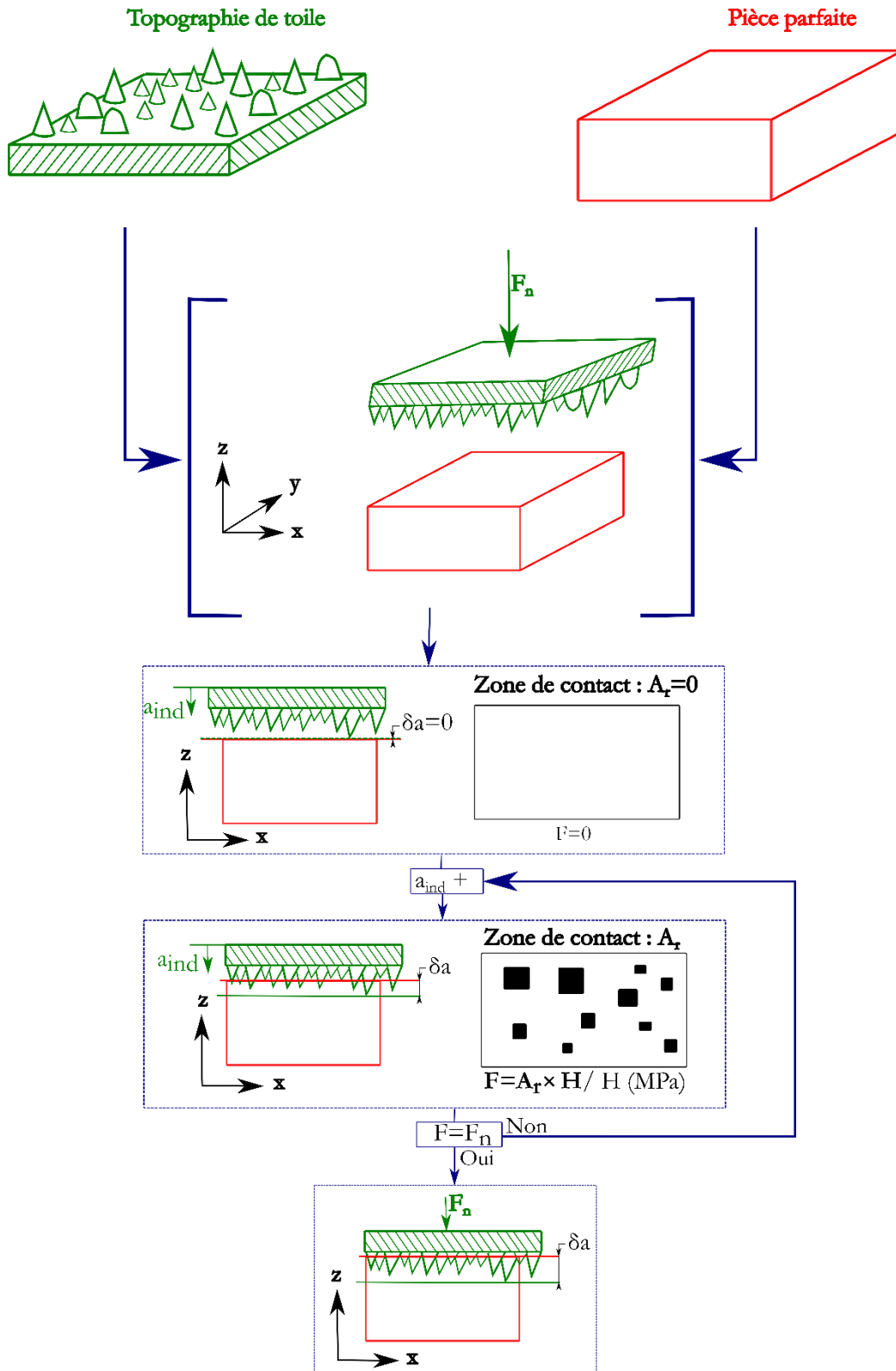


Figure 192. Schéma du module d'indentation

Ainsi, le modèle d'indentation se base sur l'hypothèse de contact entre deux corps rigides (le contact d'une toile rigide avec une topographie complexe avec une pièce rigide avec une topographie initiale parfaitement plate). Il est à noter que les déformations de la toile sont prises en compte préalablement grâce au filtre de dilatation. Le mouvement vertical de la toile dans la pièce implique une intersection entre les deux corps.



Cette intersection induit des forces de répulsion (force d'indentation), elle est pilotée par la dureté du matériau.

L'idée est de mettre face à face une topographie de toile et une topographie de pièce, de positionner la toile à une hauteur pour laquelle il n'y a pas de contact. Ensuite, il faut imposer un déplacement normal (d'après (Abbott and Firestone, 1933)), puis calculer la surface de contact qui peut être approximée par la projection sur la surface de la partie indentée de la topographie ((Archard, 1957)). Une fois cette surface calculée, elle est injectée dans la formule développée initialement par Bowden & Tarbor (décrite dans le travail de (Ghaednia *et al.*, 2017)) reliant la force d'indentation à cette surface de contact :

$$F_{ind} = A_r \times H \quad (Eq\ 6-3)$$

En tenant compte que la dureté  $H$  (MPa) est trois fois la limite élastique de l'acier 27MnCr5 d'après (Maite Pérez, 2020) :

$$H = 3 \times \sigma_e = 3 \times 1040 = 3120\ MPa \quad (Eq\ 6-5)$$

Une itération a lieu sur le déplacement vertical jusqu'à ce que la force d'indentation  $F_{ind}$  soit équivalente à la force de toilage qui est un paramètre d'entrée  $F_n$ .

### 6.2.5 Module extraction de topographies (étape e)

Ce module est la première étape de la boucle multi-rayage initialement présentée en Figure 187. Le procédé de toilage étant un procédé dont les grains en zone de contact se régénèrent tout au long de la durée de finition, plusieurs parties de la toile (différentes topographiquement) vont venir générer la surface de pièce finale. Pour re-simuler l'effet aléatoire de la toile qui se présente dans le contact (dû à l'oscillation axial et à l'avance de la toile), il a été décidé de procéder à un tirage aléatoire de la toile abrasive de la surface de mesure comme l'illustre Figure 193.

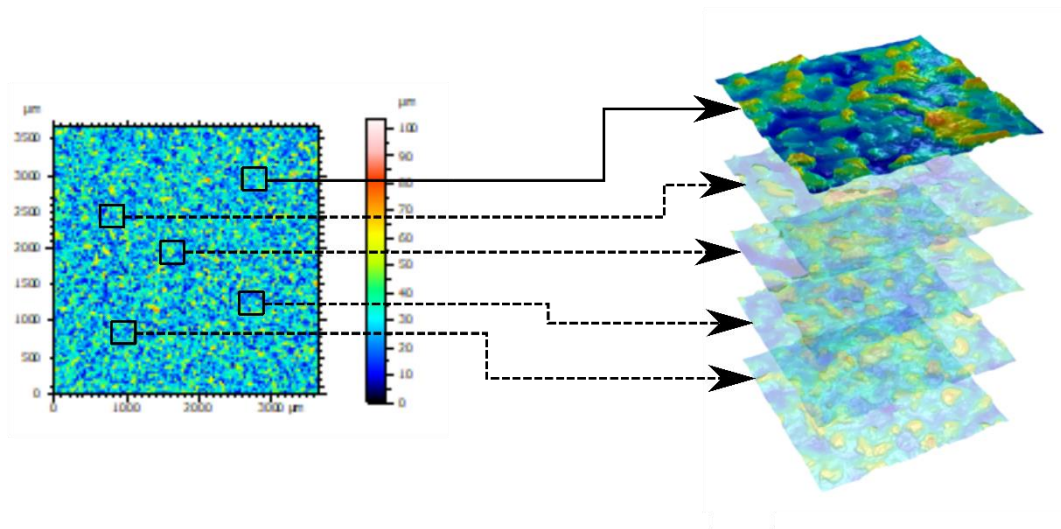


Figure 193. Schématisation du module de génération de toile aléatoire

Sur une mesure de topographie de toile ( $l_{mesure_x} \times l_{mesure_y}$  qui correspond généralement à  $3.5\ mm \times 3.5\ mm$ ), on va copier la topographie mesurée incluse dans un rectangle ( $l_{tx} \times l_{ty}$ ) positionné aléatoirement à l'intérieur de la surface de mesure.

La Figure 194 illustre une toile mesurée (taille de grain  $30\ \mu m$ ) et la toile aux dimensions minimales extraite. Cette toile extraite est utilisée pour la suite de la simulation. A chaque tour, une nouvelle toile est extraite depuis la toile mesurée (Figure 187 (e)).

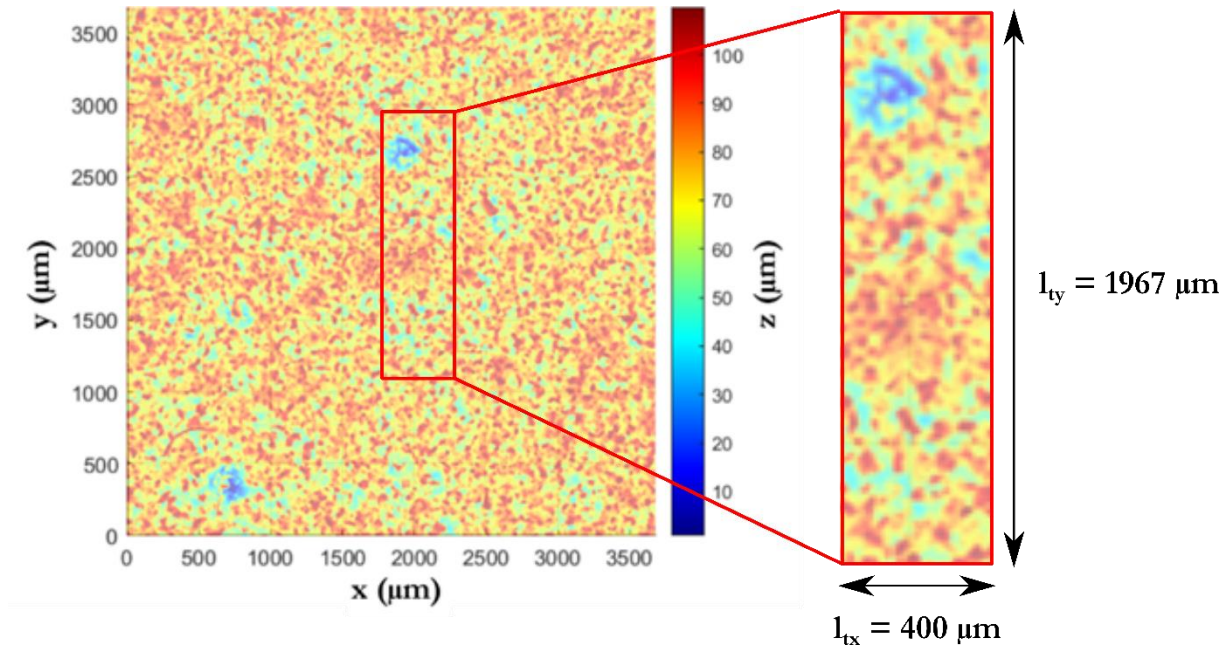


Figure 194. Illustration de la toile mesurée et la toile aux dimensions minimales extraite

### 6.2.6 Détermination de la ligne de crête (étape f)

Ce module a pour but de déterminer la ligne de crête de la toile extraite. Il s'agit du profil contenant l'ensemble des grains suivant l'axe de rayage (dans notre cas l'axe **Y**). La Figure 195 schématise le principe de la détermination de la ligne de crête.

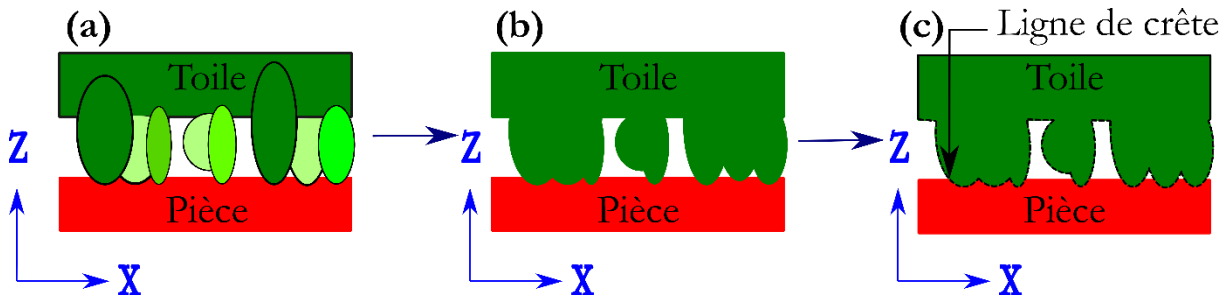


Figure 195. Schématisation d'une vue latérale de toile

Ainsi une toile avec différents grains positionnés aléatoirement suivant l'axe **Y** (les nuances de vert représentent une position différente suivant l'axe **Y** : direction du rayage) est considérée en Figure 195(a). L'ensemble de ces grains sont projetés sur le même plan (plan **XZ**) comme illustré en Figure 195(b). Finalement, la ligne de crête est schématisée en Figure 195(c), il s'agit de la ligne composée des altitudes minimum de l'ensemble des grains projetés.

### 6.2.7 Module d'enlèvement de matière (étape g)

Cette ligne de crête est ensuite indentée suivant l'axe **Z** dans la surface usinée selon la même méthodologie présentée dans la section 4.7 (Figure 130). Vient ensuite l'étape de rayage de la surface. En termes de modélisation cela se traduit par une opération booléenne entre le profil de crête de la toile et le profil antérieur de la surface comme présenté sur la Figure 187(g).

Les altitudes calculées de la pièce à l'itération précédente sont mises à jour à chaque itération si la toile est en contact, et que l'altitude de cette dernière est plus profonde que l'altitude de la pièce à jour. Une

soustraction booléenne maille par maille est effectuée à chaque pas de temps comme illustré en Figure 187(g). On suppose que seule la topographie de surface de la pièce est modifiée par cette rayure virtuelle. A cette échelle, aucune élasticité, aucune déformation plastique et aucun copeau ne sont considérés.

Il est important de noter que l'enlèvement de matière booléen est une procédure cumulative. Cela signifie que l'effet d'un premier grain rayant la surface sera cumulé avec un second grain.

Les étapes 6-2-e à 6-2-g sont répétées jusqu'à ce que le nombre de tours souhaités soit atteint.

### 6.2.8 Sorties du modèle

A la sortie du modèle, l'ensemble des topographies simulées sont récupérées. La Figure 196 représente la topographie de pièce pour 60 s de toilage. Elle montre des rayures unidirectionnelles par essence de ce modèle.

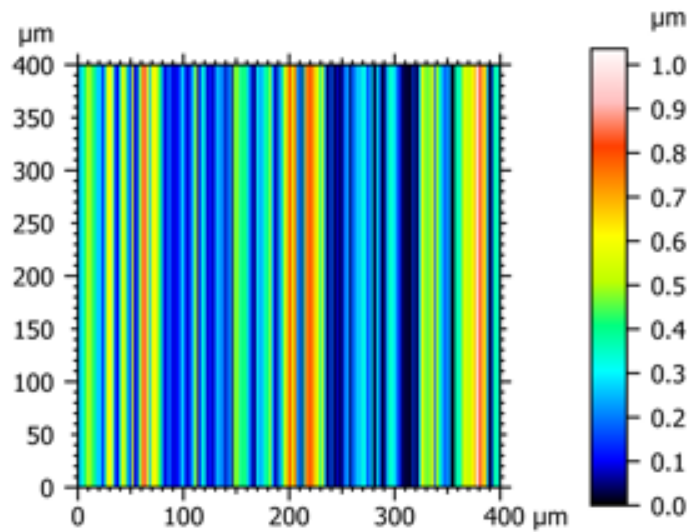


Figure 196. Topographie de surface simulée au bout de 60 s de toilage pour le grain 30 µm

Les 150 dernières topographies de pièce (parmi les 900 tours) sont récupérées. Ces dernières sont traitées sur Mountains Map 8.2 pour déterminer les paramètres de rugosité  $R_a$ ,  $R_m$ ,  $R_k$ ,  $R_{pk}$ ,  $R_{vk}$

La Figure 197 présente l'évolution du  $R_a$  simulé pour le grain 30 µm. Il apparaît que la rugosité se stabilise après 15-20 tours. Pour les résultats de rugosité, les résultats des 150 derniers tours sont gardés. Une moyenne est calculée sur la base de ces résultats, la barre d'erreur correspond au maximum et au minimum dans cette zone. Ce type de simulation permet de réduire le temps de calcul de 12 heures (initialement présenté en chapitre 5) à 3 minutes.

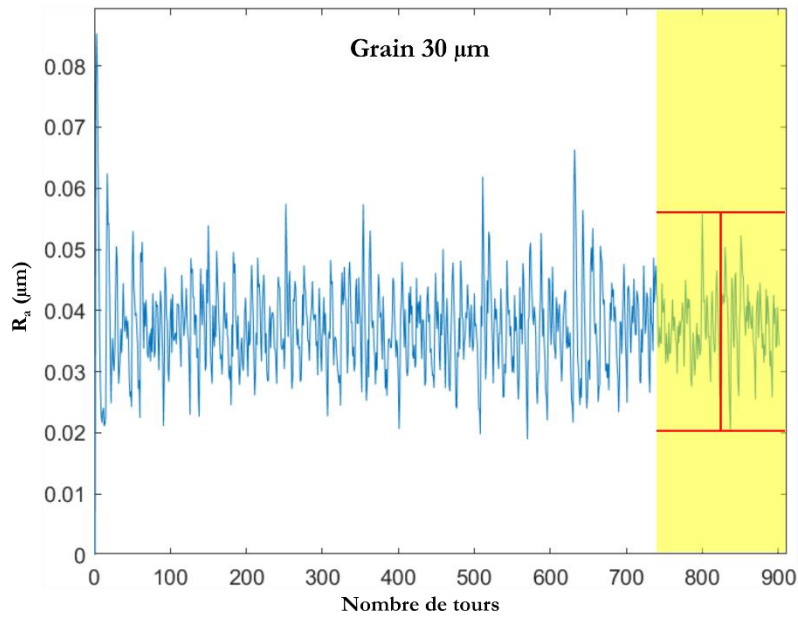


Figure 197. Evolution du Ra simulé du grain 30 µm en utilisant le modèle 2D

Avant d’approfondir l’étude du modèle 2D, l’intérêt sera porté sur la comparaison des deux modèles (modèle 3D et modèle 2D) à l’expérimental.

### 6.3 ANALYSE DE L’EFFET DES PARAMETRES DE TOILAGE SUR LA TOPOGRAPHIE SIMULEE

Cette section présente les résultats de simulations du modèle 2D introduit ci-dessus. Elle s’intéresse premièrement à l’effet de la taille de grains sur la rugosité simulée. Ensuite l’effet de la force de toilage puis l’effet de la dureté du galet sont investigués. Pour finir, la robustesse du modèle est testée vis-à-vis de la toile utilisée et du rayon de filtre de dilatation.

#### 6.3.1 Effet de la taille des grains

L’analyse de l’effet de la taille de grains sur la rugosité en utilisant le modèle 2D et le modèle 3D (sans oscillation) est présentée dans cette partie. Les paramètres utilisés lors de la simulation sont résumés en Tableau 22.

Tableau 22. Paramètres du procédé utilisé pour la simulation de l’effet de la taille des grains (Modèle 2D VS Modèle 3D).

<b>Force de toilage</b>	$F_n$	N	150
<b>Taille de grains</b>		µm	20 - 30 - 60 - 80

Les paramètres de rugosité simulés et expérimentaux sont présentés dans les Figure 198, Figure 199, Figure 200, Figure 201 et Figure 202. Ces figures représentent respectivement  $R_a$ ,  $R_{sm}$ ,  $R_{kz}$ ,  $R_{pk}$  et  $R_{vk}$ . Les barres d’erreur représentent les valeurs minimales et maximales obtenues (à la fois pour les simulations et les expériences)

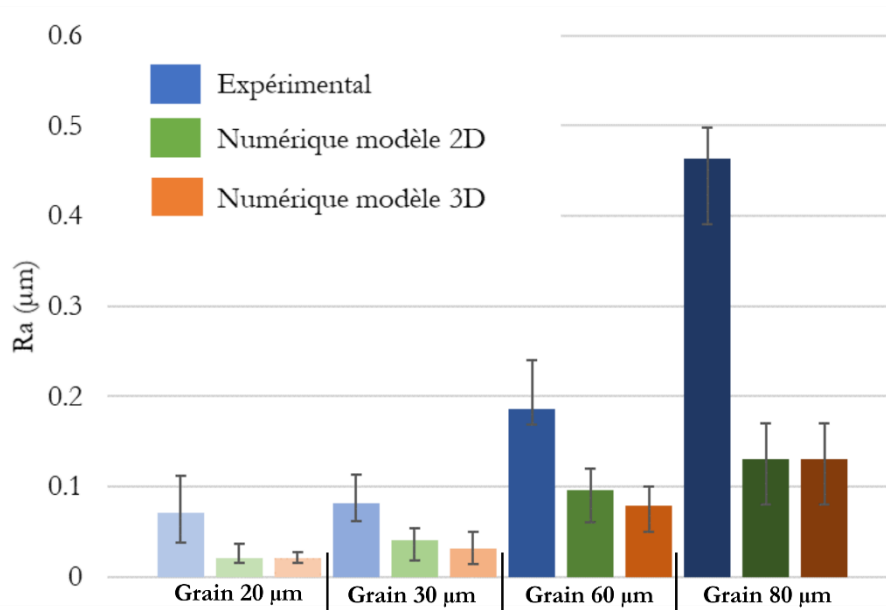


Figure 198. Paramètre de rugosité  $R_a$  expérimental et simulé en fonction de la taille de grains

Il est observable sur la Figure 198 que les tendances expérimentales sont capturées par la simulation. L'ordre de grandeur de la rugosité moyenne est également prédit sauf pour le grain 80  $\mu\text{m}$ . Les valeurs des simulations sont sous-estimées pour l'ensemble des grains. Ceci est due à l'alignement des grains qui est principalement conditionné par le rayon de filtre utilisé. Une autre piste serait que ça soit un effet de l'indentation théorique calculée, ou bien une combinaison des deux. La variation entre les valeurs expérimentales et simulées sont différentes en fonction de la taille de grains. Il est observable que les rugosités obtenues par le **modèle 2D** sont quasi similaires à celle obtenues par le **modèle 3D**. La comparaison entre les  $R_a$  simulés et expérimentaux sont résumés en Tableau 23. Il apparait que les rugosités moyennes du **modèle 3D** sont plus basses que le **modèle 2D**.

Tableau 23. Comparaison entre les  $R_a$  expérimentaux et simulés

Taille de grains	20 $\mu\text{m}$	30 $\mu\text{m}$	60 $\mu\text{m}$	80 $\mu\text{m}$
<b><math>R_a</math> expérimental</b>	0.07 $\mu\text{m}$	0.08 $\mu\text{m}$	0.19 $\mu\text{m}$	0.46 $\mu\text{m}$
<b><math>R_a</math> simulé (modèle 2D)</b>	0.021 $\mu\text{m}$	0.041 $\mu\text{m}$	0.096 $\mu\text{m}$	0.130 $\mu\text{m}$
<b><math>R_a</math> simulé (modèle 3D)</b>	0.019 $\mu\text{m}$	0.031 $\mu\text{m}$	0.079 $\mu\text{m}$	0.132 $\mu\text{m}$

Figure 199 présente les résultats de simulation pour le paramètre de rugosité  $R_{sm}$ . La tendance est toujours respectée. Il est observé que la valeur du  $R_{sm}$  diminue en fonction de la taille de grains. Ces valeurs sont sous-estimées, elles sont 50% à 75% plus basses que les valeurs expérimentales. Les résultats des deux modèles sont similaires pour les deux modèles.

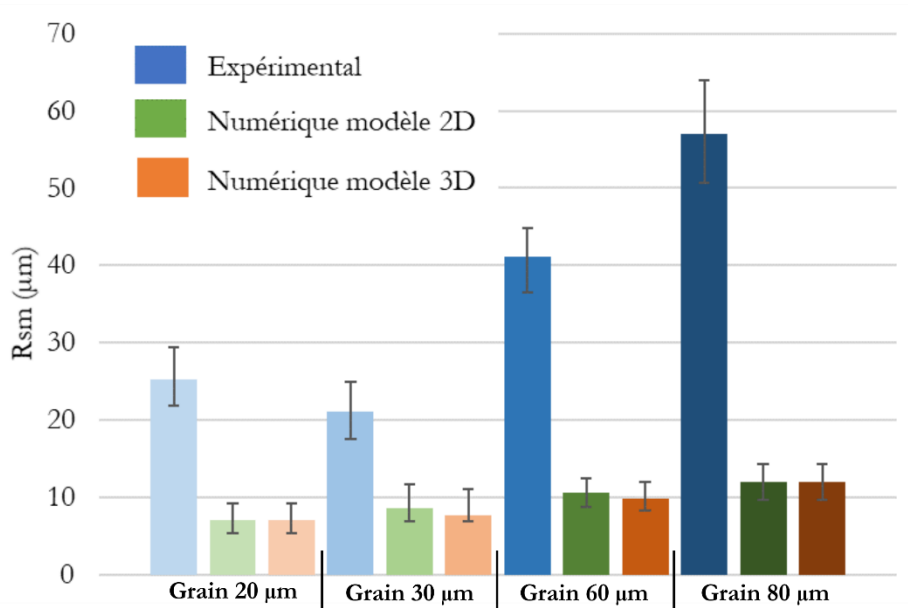


Figure 199. Paramètre de rugosité  $R_{sm}$  expérimental et simulé en fonction de la taille de grains

Les Figure 200, Figure 201 et Figure 202 donnent plus de détails entre les profils expérimentaux et les profils simulés. La profondeur du profil au cœur  $R_k$  (Figure 200), et la hauteur des pics  $R_{pk}$  (Figure 201) et les profondeurs de vallées  $R_{vk}$  (Figure 202) sont fortement sous-estimées par le modèle surtout pour les grandes tailles de grains.

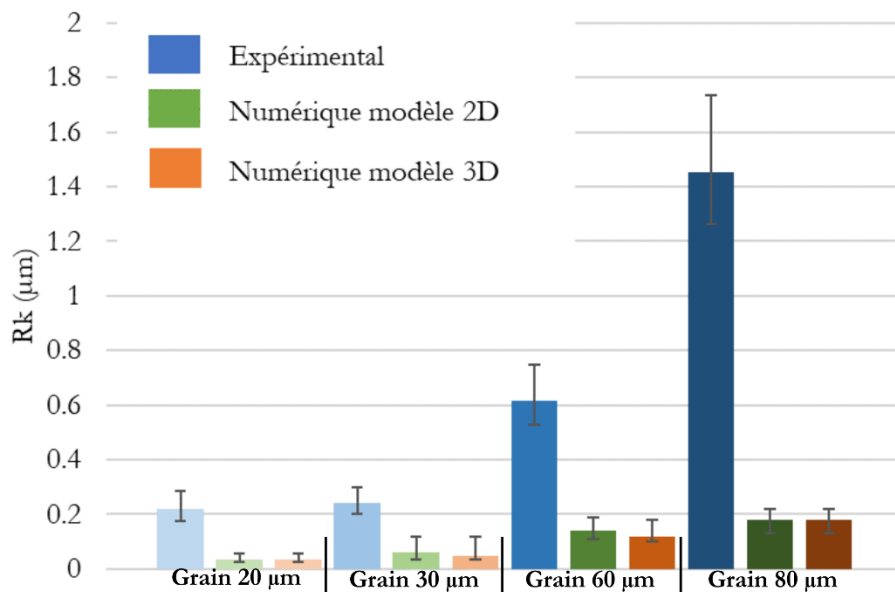


Figure 200. Paramètre de rugosité  $R_k$  expérimental et simulé en fonction de la taille de grains

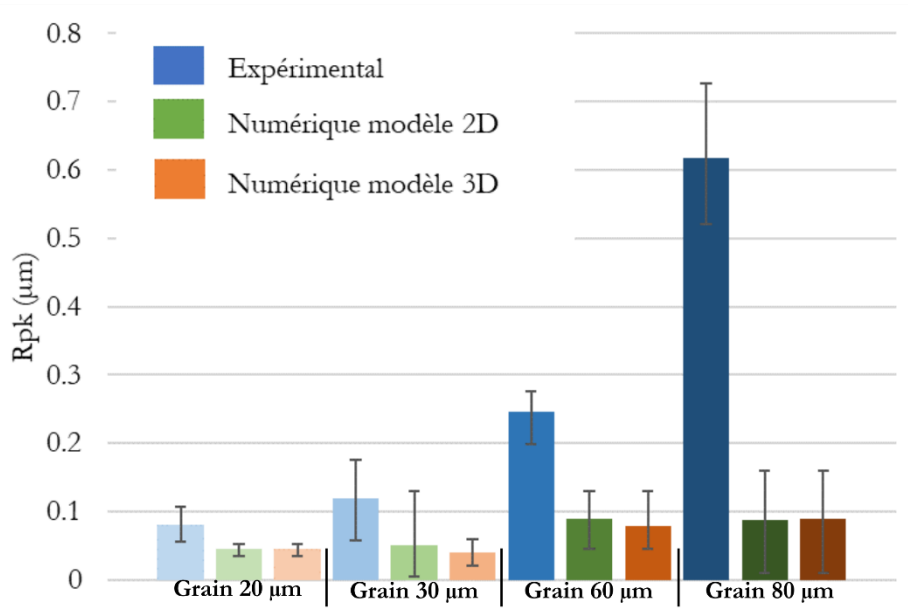


Figure 201. Paramètre de rugosité  $R_{pk}$  expérimental et simulé en fonction de la taille de grains

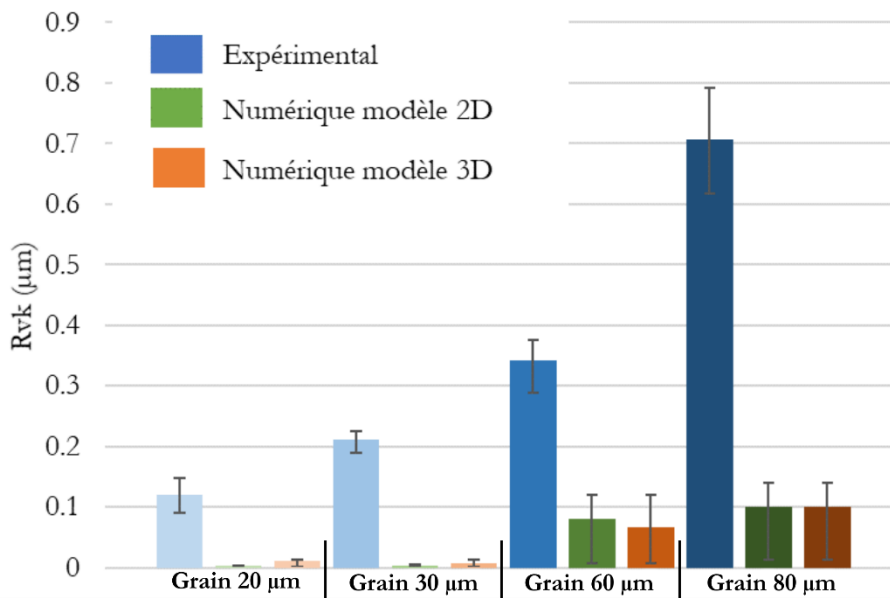


Figure 202. Paramètre de rugosité  $R_{vk}$  expérimental et simulé en fonction de la taille de grains

Pour conclure, les résultats obtenues pour les deux modèles (modèle 2D et modèle 3D) sont similaires. Les rugosités simulées sont sous-estimées par rapport aux rugosités expérimentales.

Afin de compléter l'analyse, les Figure 203 et Figure 204 représentent la comparaison entre les profils expérimentaux et numériques obtenus pour une **simulation 2D** pour les grains (20 µm et 30 µm) et les grains (60 µm et 80 µm) respectivement.

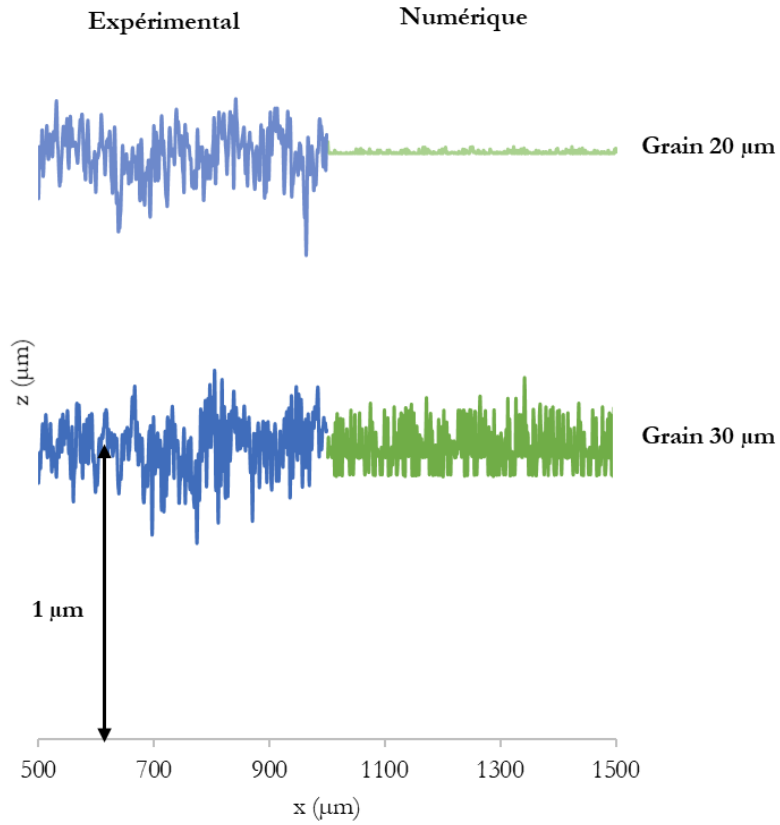


Figure 203. Comparaison des profils expérimentaux et des profils simulés numériquement pour les grains  $20 \mu\text{m}$  et  $30 \mu\text{m}$

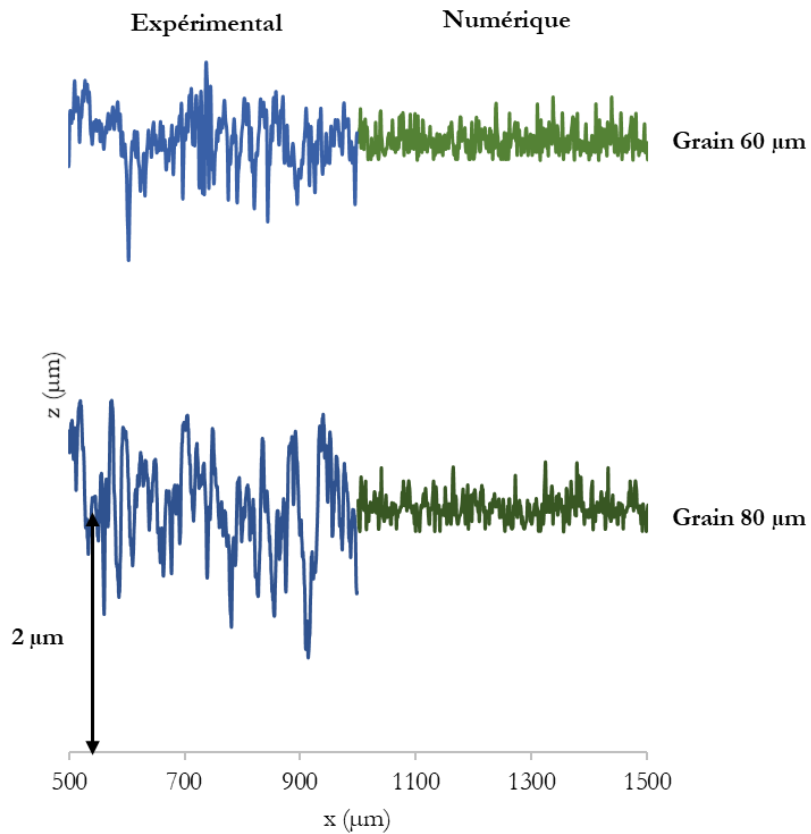


Figure 204. Comparaison des profils expérimentaux et des profils simulés numériquement pour les grains  $60 \mu\text{m}$  et  $80 \mu\text{m}$



Il apparaît que les profils simulés présentent des amplitudes plus basses que les rayures expérimentales. La fréquence des rayures simulées est aussi plus grande que celle des profils expérimentaux.

### 6.3.2 Effet de la force de toilage

Dans cette partie, l'intérêt se porte sur l'étude de l'effet de la force de toilage sur la rugosité simulée. Deux autres forces de toilage ( $F_n = 75 \text{ N}$  et  $F_n = 300 \text{ N}$ ) seront simulées et comparées à la simulation initiale ( $F_n = 150 \text{ N}$ ). Les barres d'erreur représentent les valeurs minimales et maximales obtenues. Le Tableau 24 résume les paramètres du procédé utilisés lors de la simulation.

Tableau 24. Paramètres du procédé utilisé pour la simulation de l'effet de la force de toilage (Modèle 2D).

<b>Force de toilage</b>	$F_n$	N	75 – 150 - 300
<b>Taille de grains</b>		$\mu\text{m}$	20 – 30 – 60 - 80

Figure 205 représente la rugosité  $R_a$  pour les différentes forces. Pour l'ensemble des grains, l'évolution du  $R_a$  final est fortement corrélée à la force de toilage. Ainsi, la rugosité simulée est plus basse pour les forces de toilage élevées. En effet, numériquement une force élevée implique une surface de contact plus élevée (et donc plus de grains dans la surface). La ligne de crête générée par la suite est donc plus fine pour les forces élevées. Ces résultats sont en accord avec les observations expérimentales qui présentent la même tendance ( présentés initialement en Figure 83).

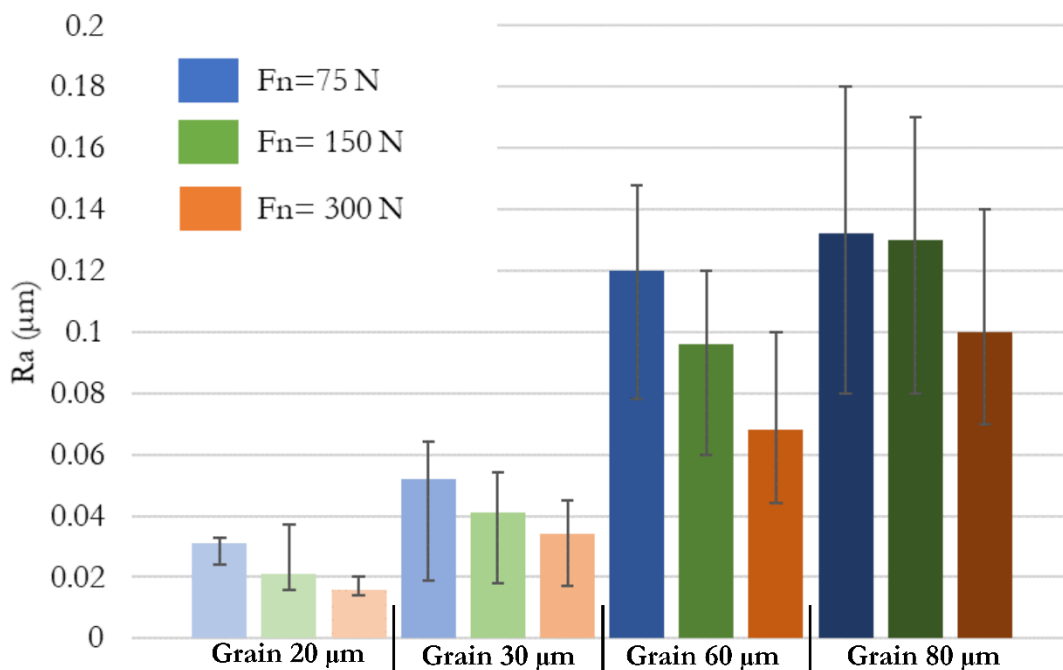


Figure 205. Paramètre de rugosité  $R_a$  simulé en fonction de la force de toilage

La Figure 206 présente une comparaison de la rugosité simulée et la rugosité expérimentale. Il est observable que la sensibilité du modèle vis-à-vis de la force de toilage est plus grande que la sensibilité expérimentale. Ceci s'explique par une indentation numérique calculée plus grande que l'indentation expérimentale (pour le grain 30  $\mu\text{m}$ , l'indentation numérique est de 135  $\mu\text{m}$  tandis que l'indentation expérimentale est de 8  $\mu\text{m}$ ).

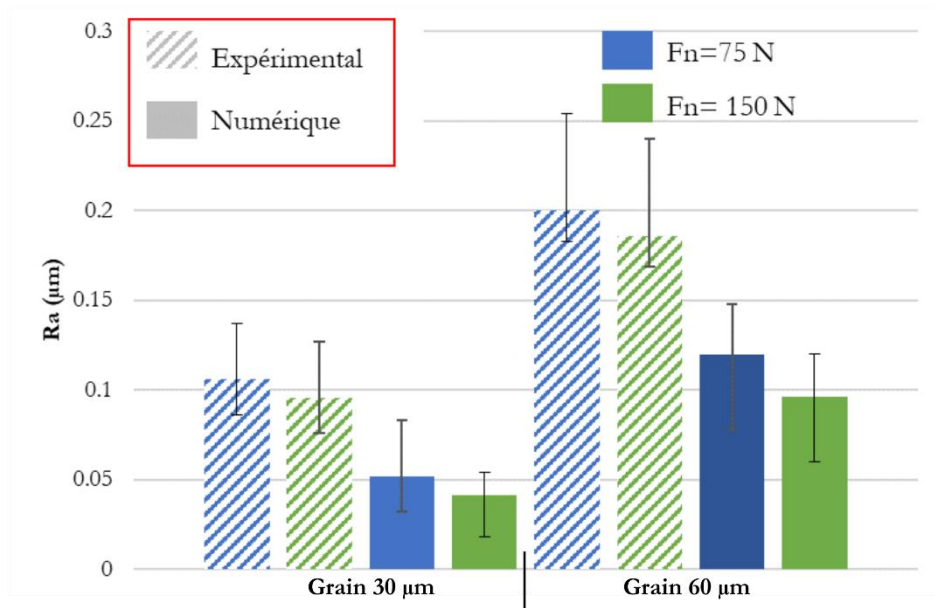


Figure 206. Comparaison du  $R_a$  expérimental et simulé pour le grain 30  $\mu\text{m}$  et 60  $\mu\text{m}$

Cette tendance est observée aussi pour le paramètre de rugosité  $R_{sm}$  (Figure 207). Cette tendance est causée par une zone de contact plus grande pour les forces les plus élevées. Ainsi, une zone de contact plus grande, inclura un nombre de grains supérieur permettant ainsi que l'amplitude de la ligne de crête de la toile soit plus fine que pour les forces plus basses.

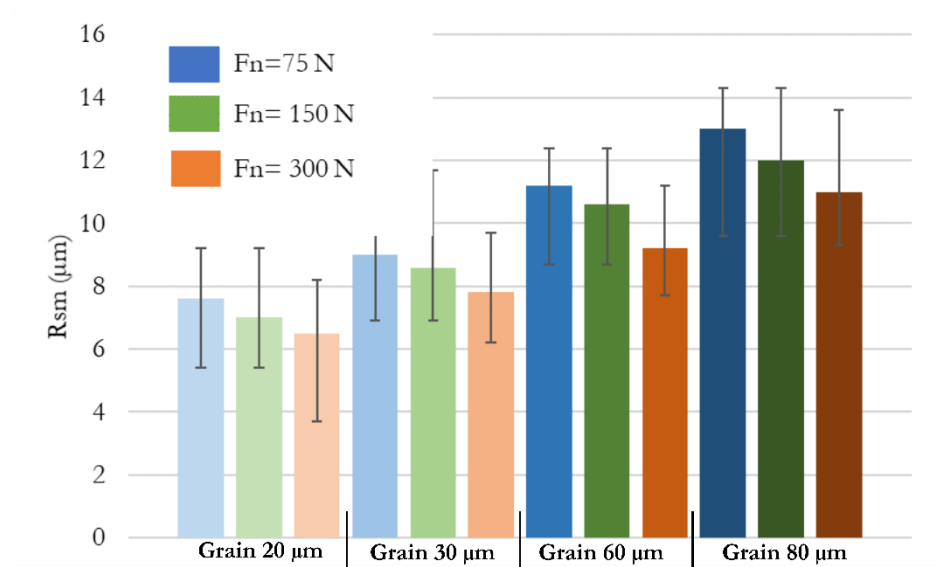


Figure 207. Paramètre de rugosité  $R_{sm}$  simulé en fonction de la force de toilage

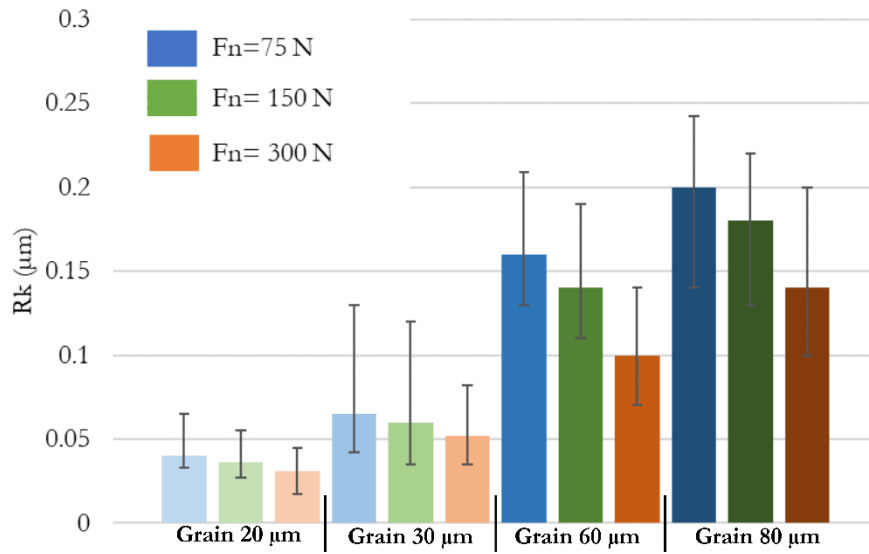


Figure 208. Paramètre de rugosité  $R_k$  simulé en fonction de la force de toilage

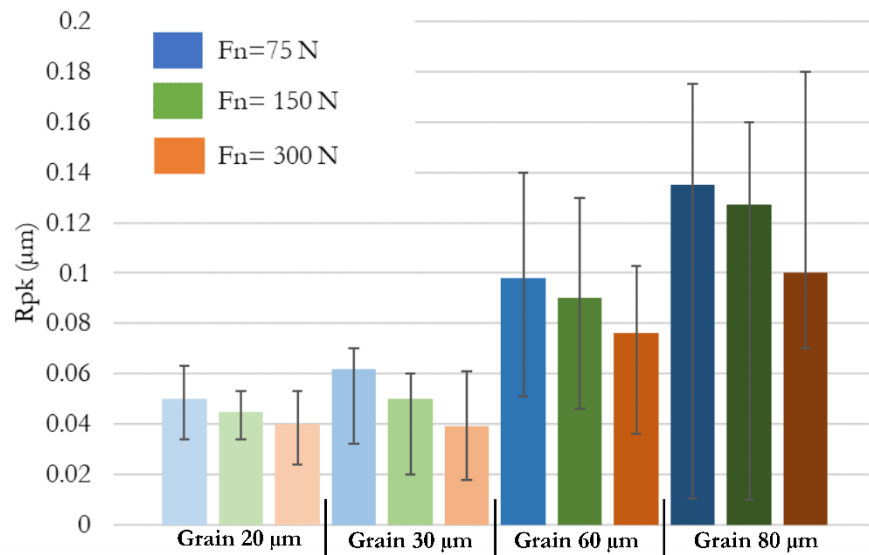


Figure 209. Paramètre de rugosité  $R_{pk}$  simulé en fonction de la force de toilage

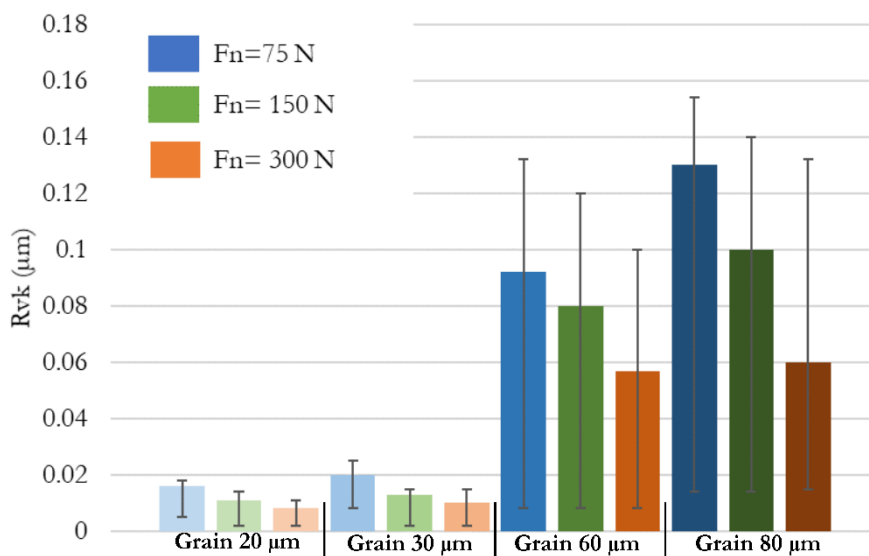


Figure 210. Paramètre de rugosité  $R_{vk}$  simulé en fonction de la force de toilage

Les Figure 208, Figure 209 et Figure 210 représentent respectivement  $R_t$ ,  $R_{pk}$  et  $R_{vk}$ . Les mêmes tendances sont observables pour ces paramètres.

La Figure 211 représente les profils simulés pour les différentes forces de toilage appliquées respectivement pour l'ensemble des tailles de grains.

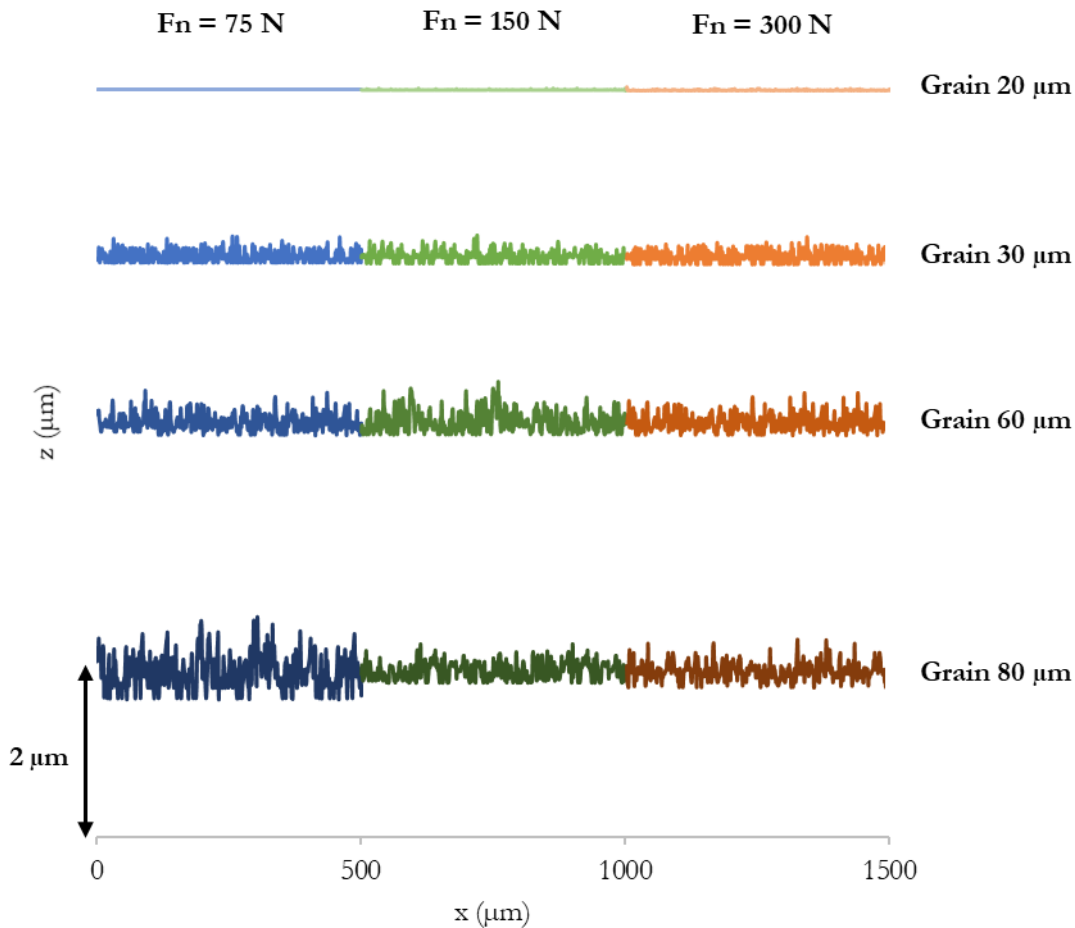


Figure 211. Profils de rugosité simulés pour les différentes tailles de grains en fonction de la force de toilage

Il apparait que les profils simulés se ressemblent généralement en termes d'amplitude et de fréquence de rayures.

La Figure 212 représente l'évolution de la largeur de contact en fonction de la force de toilage appliquée.

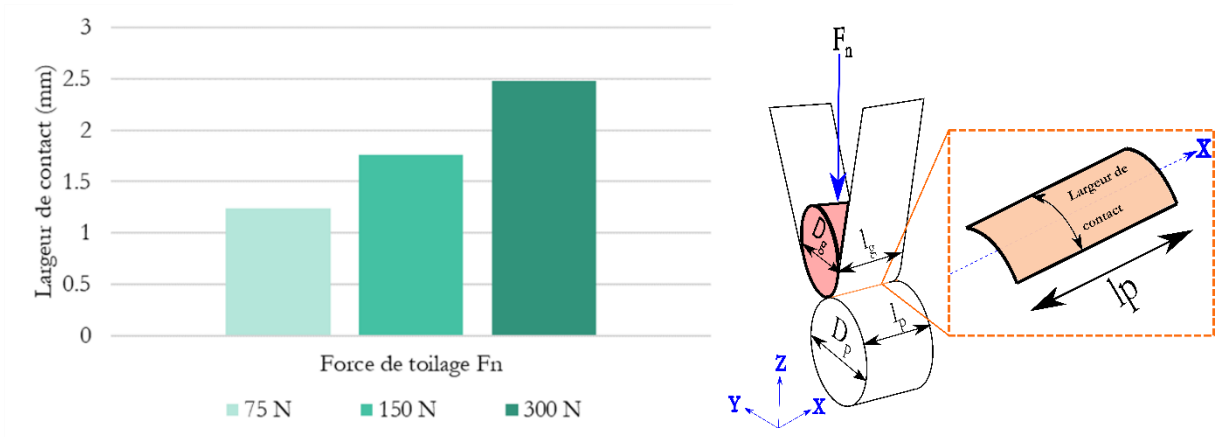


Figure 212. Comparaison de la largeur de contact en fonction de la force de toilage

Une analyse des lignes de la ligne de crête des toiles (**grains orientés vers le haut**) pour différentes forces est présentée en Figure 213.

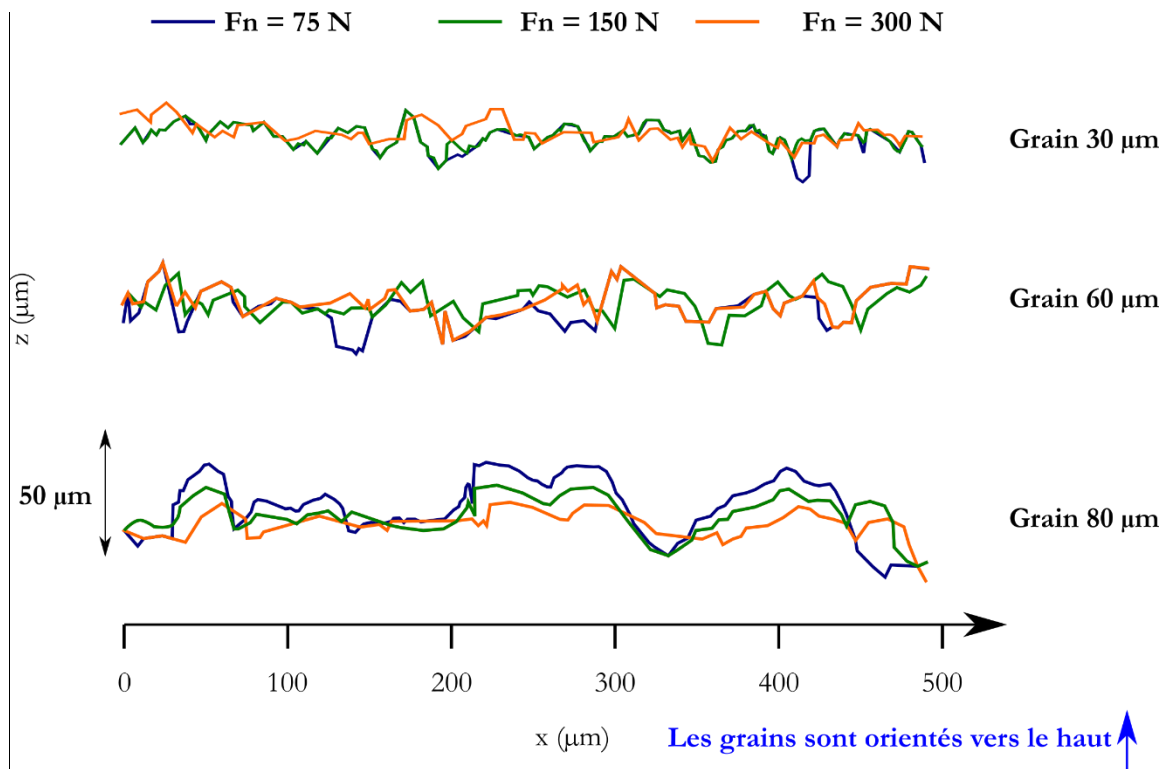


Figure 213. Amplitude de la ligne de crête de toile pour les différentes forces de toilage pour les grain 30  $\mu\text{m}$ , 60  $\mu\text{m}$  et 80  $\mu\text{m}$

La ligne de crête observée a une amplitude plus élevée pour les grains de grandes tailles. La Figure 214 représente la ligne de crête pour le grain 30  $\mu\text{m}$  en fonction de la force de toilage.

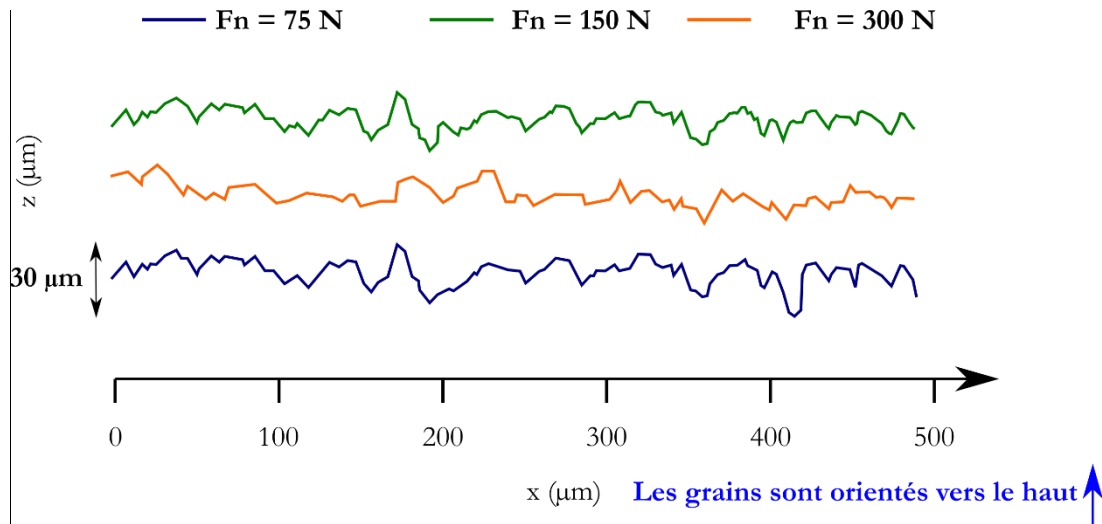


Figure 214. Amplitude de la ligne de crête de toile pour les différentes forces de toilage pour le grain 30 µm

L’amplitude des profils de ligne de crête des toiles est corrélée à la force de toilage. Cette ligne de crête est légèrement plus petite pour une force de toilage plus élevée. Ceci s’explique par la largeur de contact qui est plus grande pour une force élevée, impliquant la présence de plus de grains dans la zone de contact.

A noter que les ligne de crête présentées sont orientées dans le sens de la mesure de topographie (grains vers le haut).

### 6.3.3 Effet de la dureté du galet

Cette partie s’intéresse à l’effet de la dureté du galet sur la rugosité simulée. Différentes valeurs de module de Young du galet ( $E_g$ ) sont testées (14.5 MPa – 30 MPa – 50 MPa). Les paramètres du procédé de toilage sont gardés constants, uniquement la taille de grains est variable comme présenté en Tableau 25.

Tableau 25. Paramètres du procédé utilisé pour la simulation de la dureté du galet (Modèle 2D).

<b>Force de toilage</b>	$F_n$	N	150
<b>Module de Young du galet</b>	$E_g$	MPa	14.5 MPa – 30 MPa – 50 MPa
<b>Taille de grains</b>		µm	20-30-60-80

La Figure 215 représente le paramètre de rugosité  $R_a$  simulé pour les différentes valeurs de module de Young du galet. Il est observable que les propriétés mécaniques du galet impactent le paramètre. Il est remarqué que pour des modules de Young plus élevés, la moyenne de  $R_a$  est plus grande. Ces résultats sont en désaccord avec les observations expérimentales (chapitre 3) où la dureté de galet n’a pas d’influence sur la rugosité générée. Ceci s’explique par l’application d’un enlèvement de matière booléen à une ligne de crête. Un module de Young de galet plus faible implique une largeur de contact plus grande, et donc une ligne de crête plus fine (présence de plus de grains).

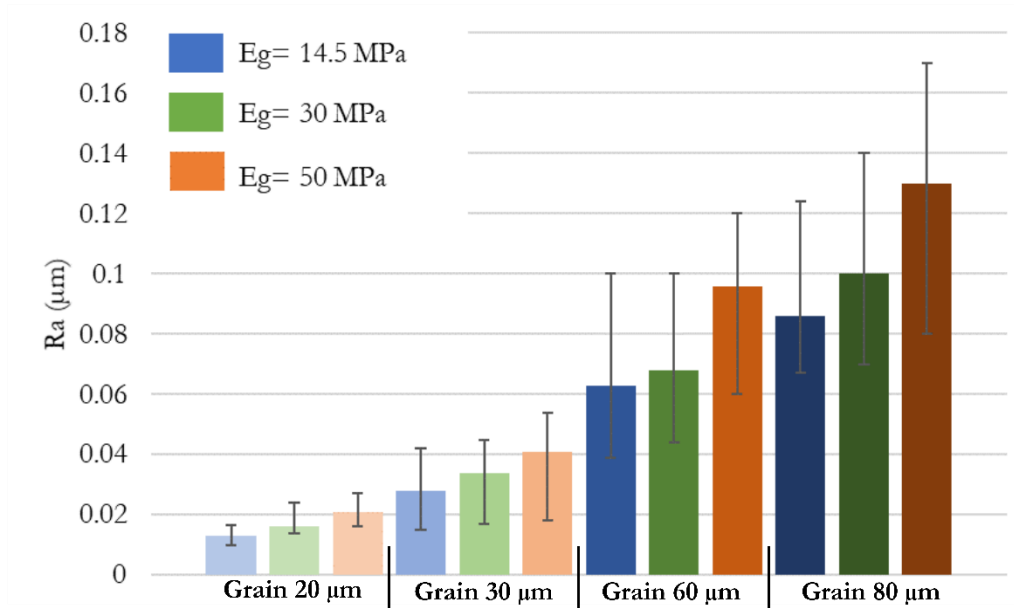


Figure 215. Paramètre de rugosité  $R_a$  simulé en fonction de la dureté de galet

La Figure 216 présente la comparaison des résultats expérimentaux et simulés pour le grain 30  $\mu\text{m}$ . Il est observable que les résultats de la simulation sont en contradiction avec les observations expérimentales. La sensibilité du modèle à la dureté du galet s'explique par la sensibilité du modèle à la largeur de contact. Ainsi, une dureté de galet plus faible va impliquer une largeur de contact plus grande ; et donc une ligne de crête plus fine.

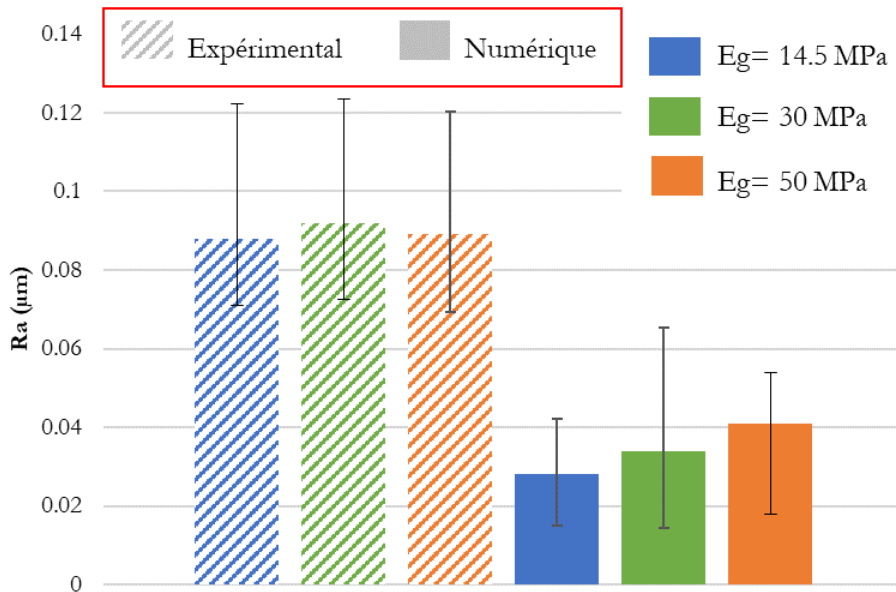


Figure 216. Comparaison de la rugosité  $R_a$  expérimentale et numérique pour le grain 30  $\mu\text{m}$

La même tendance que  $R_a$  est observée pour le paramètre  $R_{sm}$  présenté en Figure 217.

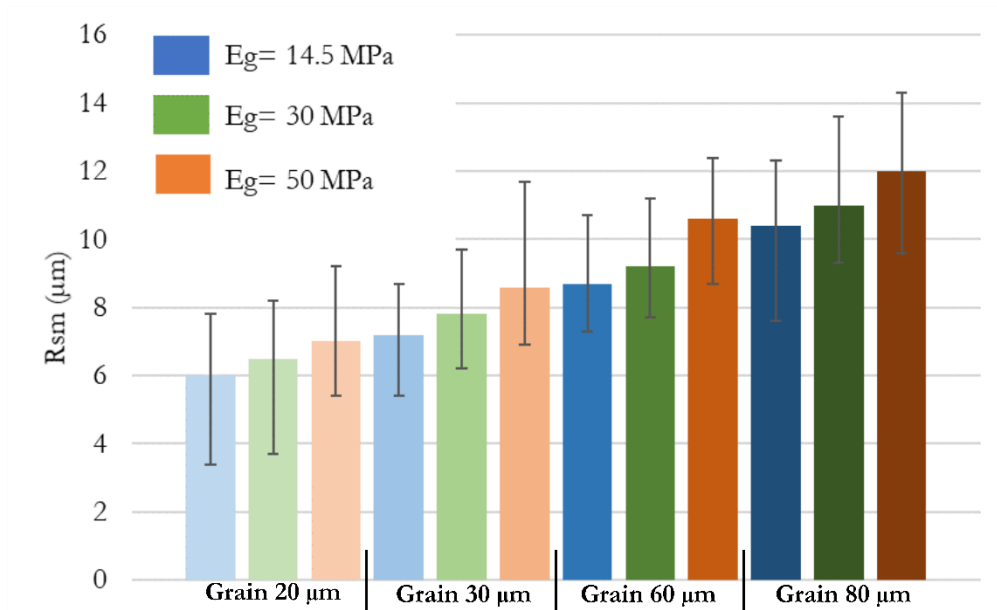


Figure 217. Paramètre de rugosité  $R_{sm}$  simulé en fonction de la dureté de galet

Les paramètres  $R_k$ ,  $R_{pk}$  et  $R_{vk}$  sont illustrés respectivement sur la Figure 218, la Figure 219 et la Figure 220. La tendance simulée est similaire à celle observée lors de l'analyse des résultats en Partie 6.2.2. Sachant que le module de Young du galet a un impact sur la largeur de contact, tout comme la force de toilage, il paraît que la tendance observée est fortement corrélée à la largeur de contact.

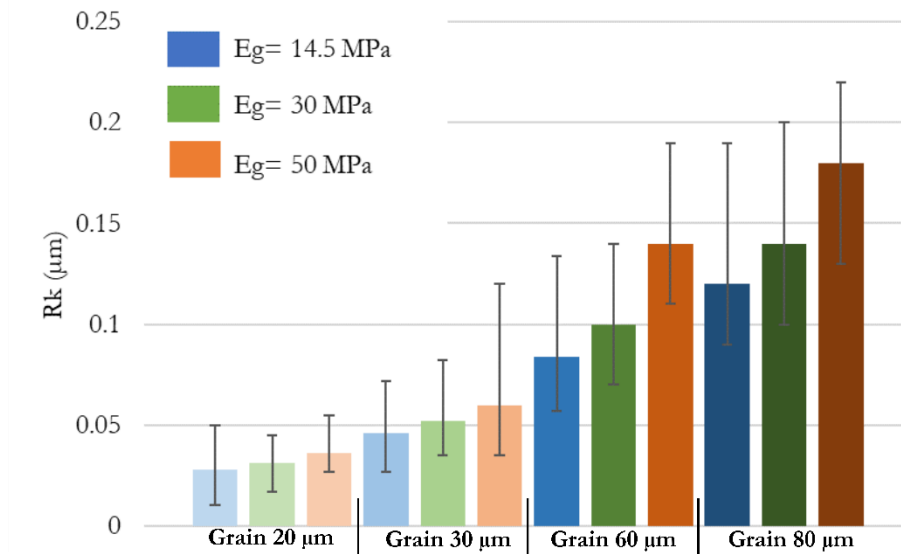


Figure 218. Paramètre de rugosité  $R_k$  simulé en fonction de la dureté de galet



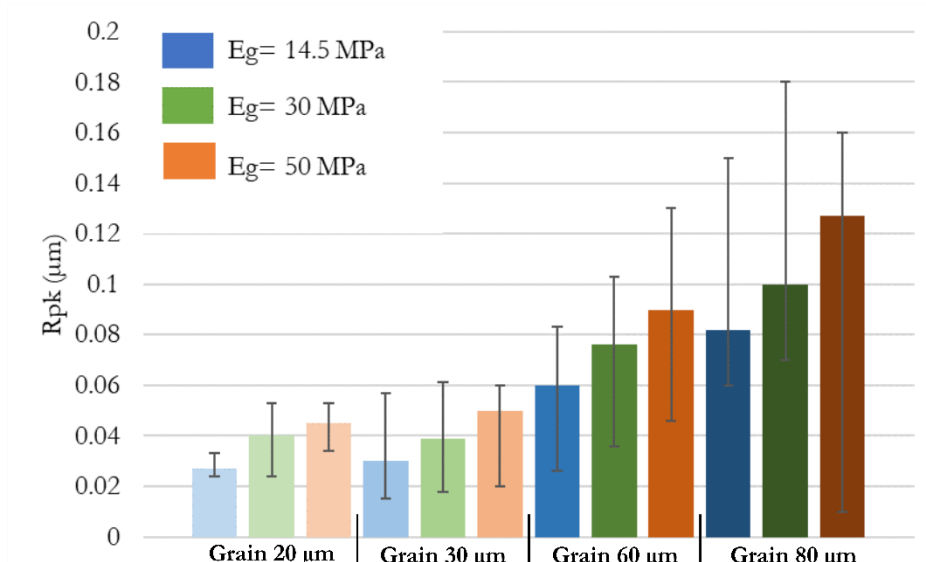


Figure 219. Paramètre de rugosité  $R_{pk}$  simulé en fonction de la dureté de galet

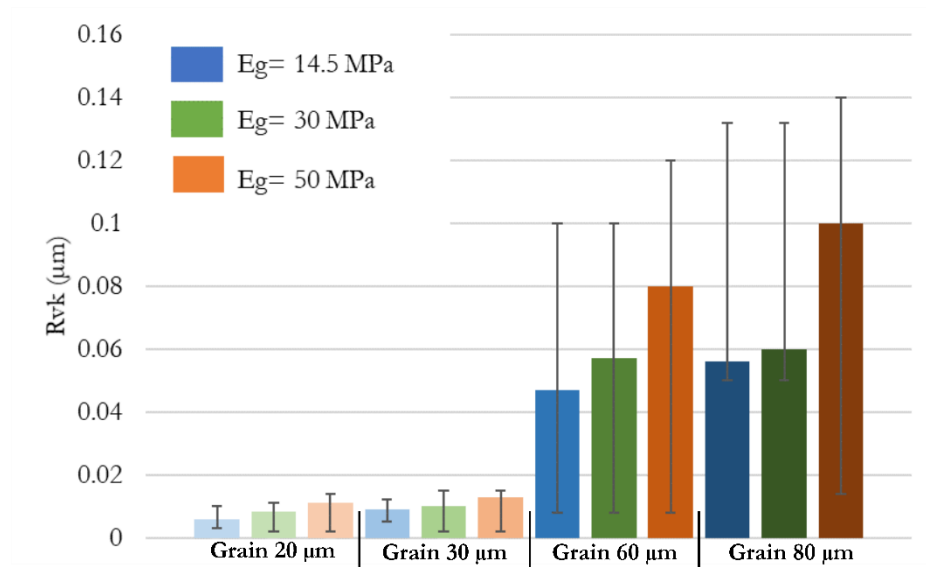


Figure 220. Paramètre de rugosité  $R_{vk}$  simulé en fonction de la dureté de galet

Figure 221 représente la largeur de contact pour les différents modules de Young de galet appliqués.

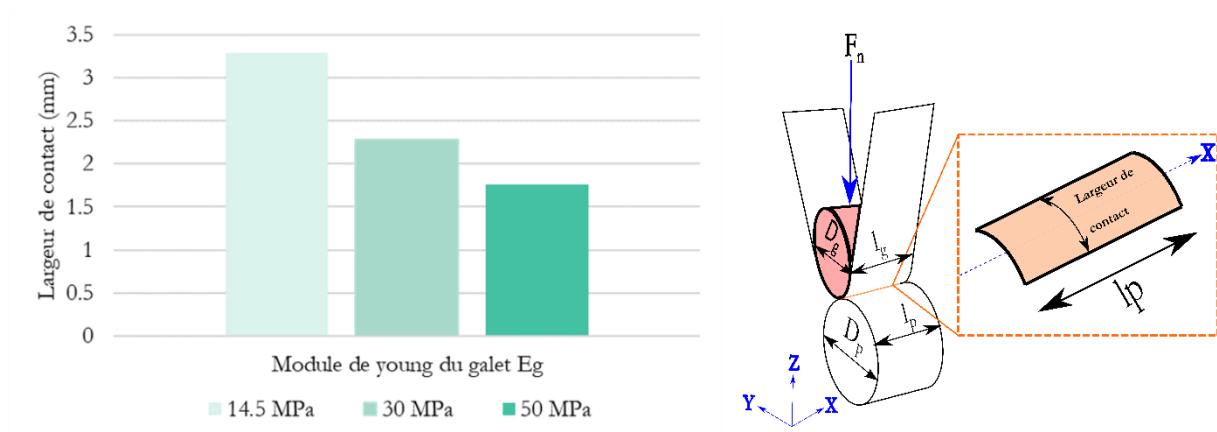


Figure 221. Comparaison de la largeur de contact en fonction de la dureté du galet

Les résultats de la simulation sont en contradiction avec les observations expérimentales. Ceci s'explique par le fait que le modèle utilisé aligne l'ensemble des grains de la zone de contact à la même hauteur. Ces grains permettent par la suite de créer une ligne de crête, celle-ci sera indentée dans la pièce puis un enlèvement de matière booléen sera appliqué. Ainsi, la rugosité générée numériquement est fortement corrélée à la largeur de contact. Du point de vue du toilage expérimentalement, les grains sont alignés d'une manière physique corrélée aux conditions de contact.

### 6.3.4 Conclusions intermédiaires :

Cette première partie s'est intéressée à l'effet des paramètres de toilage sur les résultats de simulation. Il apparaît que le paramètre principal est la taille de grains. Ainsi, une augmentation de la taille grains implique une augmentation de la rugosité. La force de toilage et la dureté du galet influencent aussi la rugosité. Ces deux paramètres ont une incidence directe sur la taille de la toile et donc sur la rugosité par la suite.

Ainsi, la prochaine partie s'intéresse à l'étude de la sensibilité du modèle vis-à-vis de la mesure de toile utilisée. Et aussi sa sensibilité par rapport à la limite élastique de la pièce, ce paramètre a une incidence directe sur l'indentation.

## 6.4 SENSIBILITE DU MODELE

Cette première partie s'intéresse à l'étude de sensibilité du modèle vis-à-vis de l'effet statistique de la toile et les paramètres matériaux de la pièce (dans notre cas, la limite la limite élastique). Ces paramètres sont représentés en **bleu** dans le Tableau 26 présentant les paramètres de toilage utilisés. Le reste des paramètres fixes dans cette section sont représentés en noir.

Tableau 26. Paramètres de toilage utilisés pour l'étude de sensibilité

<b>Force de toilage</b>	$F_n$	N	150
<b>Taille de grains</b>		$\mu\text{m}$	20-30-60-80
<b>Statistique de la toile</b>			
<b>Limite élastique de la pièce</b>	$\sigma_e$	MPa	930-1040-1100-1200
<b>Module de Young de la pièce</b>	$E_p$	MPa	210 000

Cette étude de sensibilité est réalisée pour l'ensemble des tailles de grains. Cet effet de différentes tailles de grains est exprimé dans le tableau des paramètres par un **bleu clair**.

### 6.4.1 Effet statistique de la toile

Cette section a pour but d'étudier l'effet aléatoire de la toile. Elle présente les résultats du modèle 2D présenté auparavant pour les différentes tailles de grains. Le Tableau 27 présente les paramètres de toilage utilisés pour simuler la sensibilité par rapport à la toile.

Tableau 27. Paramètres utilisés pour l'étude de sensibilité vis-à-vis de la statistique de la toile

<b>Force de toilage</b>	$F_n$	N	150
<b>Taille de grains</b>		$\mu\text{m}$	20-30-60-80
<b>Statistique de la toile</b>			
<b>Limite élastique de la pièce</b>	$\sigma_e$	MPa	1040
<b>Module de Young de la pièce</b>	$E_p$	MPa	210 000

Pour toutes les tailles de grains, trois simulations sont effectuées. Chaque simulation se caractérise par une mesure de toile différente.

La Figure 222 compare les résultats de la sensibilité de la rugosité moyenne  $R_a$  simulée à la valeur obtenue expérimentalement pour 60 secondes de toilage.

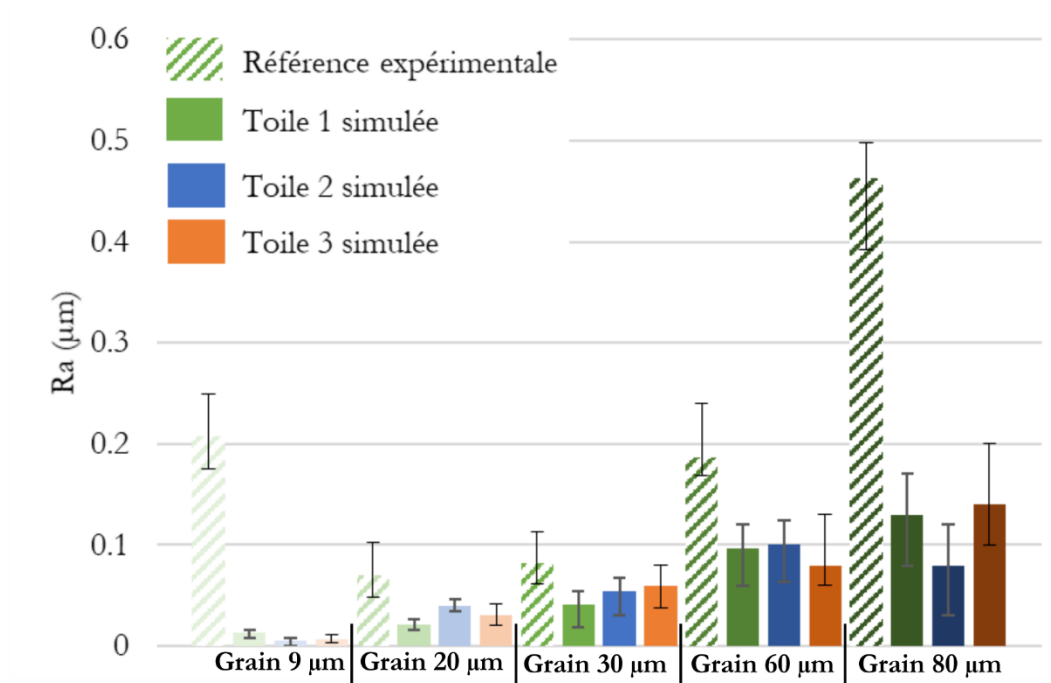


Figure 222. Sensibilité du paramètre  $R_a$  vis-à-vis de la toile utilisée

Il est observable que le modèle sous-estime la valeur de la rugosité  $R_a$  par rapport aux valeurs expérimentales. Il est aussi visible que cette valeur de rugosité  $R_a$  dépend de la toile initiale utilisée. Ces valeurs évoluent de 30 % à 50 % en fonction de la taille de grain.

La Figure 223 représente la sensibilité du paramètre de rugosité  $R_{sm}$ . Il apparaît que ce paramètre est moins sensible vis-à-vis de l'utilisation de différentes toiles. A noter, que les valeurs de rugosité  $R_{sm}$  sont aussi nettement sous-estimés.

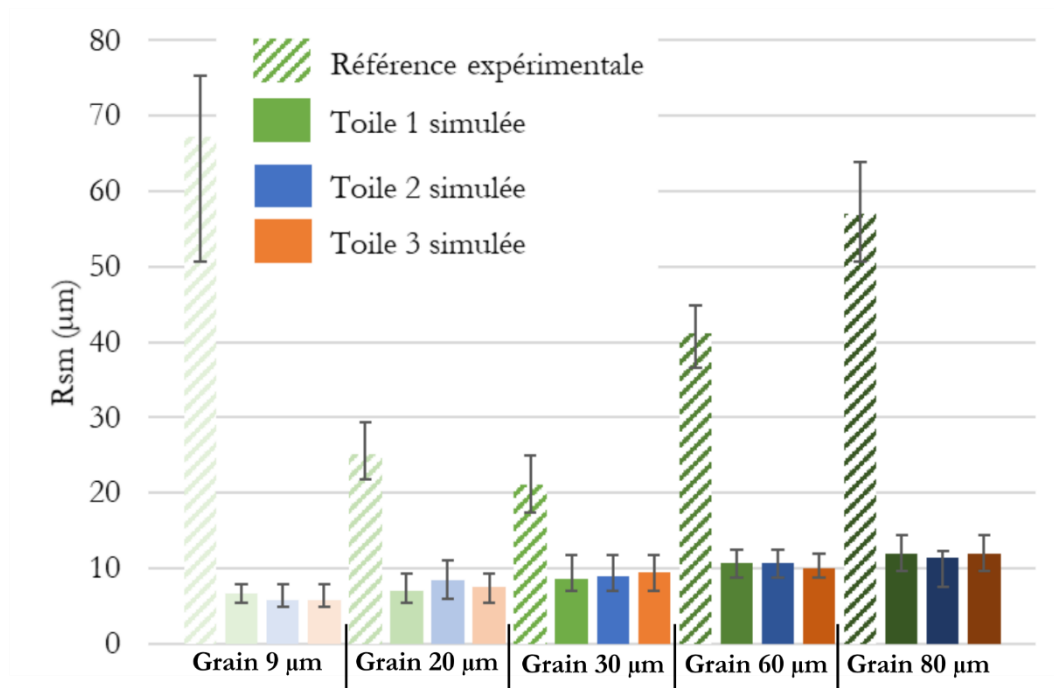


Figure 223. Sensibilité du paramètre  $R_{sm}$  vis-à-vis de la toile utilisée

Les paramètres de rugosité  $R_k$ ,  $R_{pk}$  et  $R_{vk}$  sont représentés respectivement en Figure 224, Figure 225 et Figure 226.

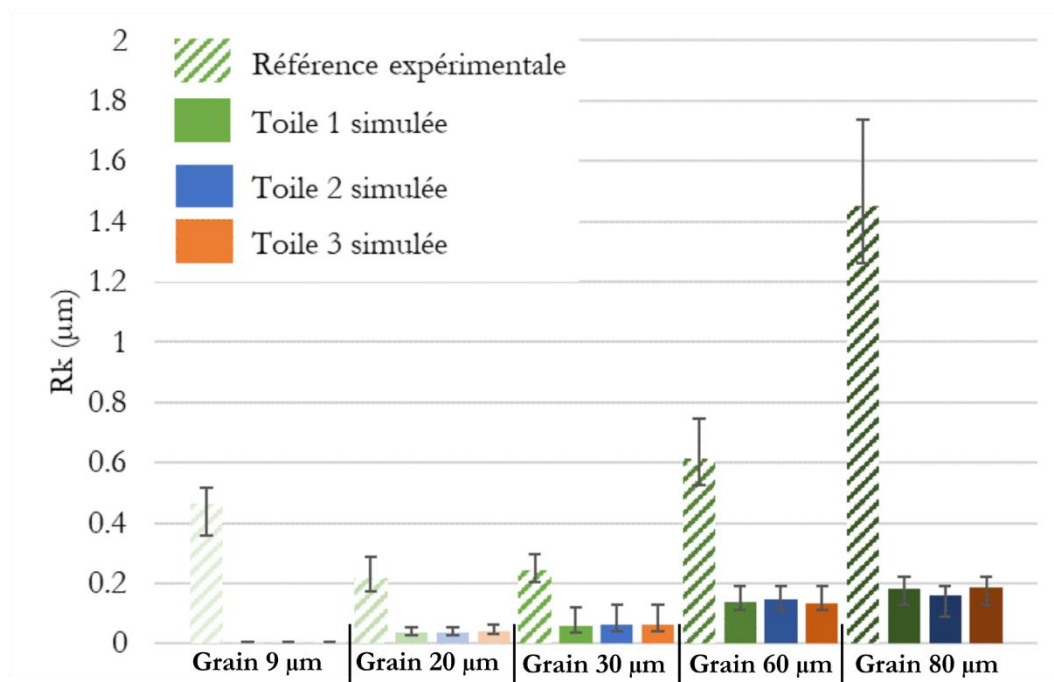


Figure 224. Sensibilité du paramètre  $R_k$  vis-à-vis de la toile utilisée

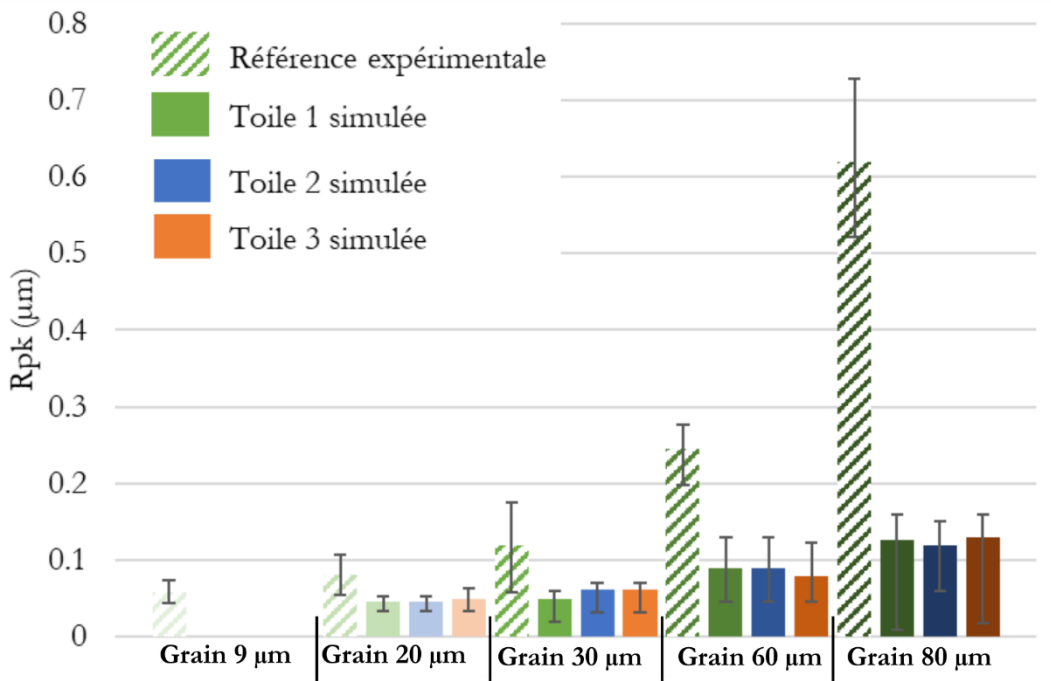


Figure 225. Sensibilité du paramètre  $R_{pk}$  vis-à-vis de la toile utilisée

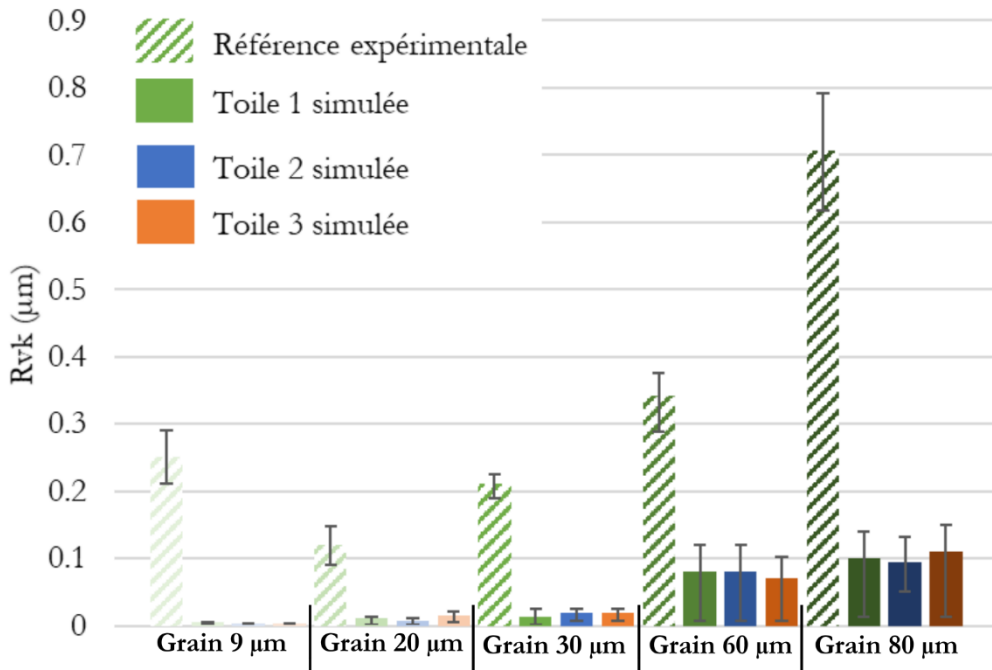


Figure 226. Sensibilité du paramètre  $R_{vk}$  vis-à-vis de la toile utilisée

Il apparait que le modèle développé sous-estime les valeurs de rugosité peu importe la toile utilisée. Les simulations sont légèrement sensibles à ce changement de toile. Ainsi, peu importe la toile mesurée initialement, la rugosité générée est quasi la même. A noter que les dispersions d'une toile à l'autre est plus faible que les tendances observées durant l'étude. La suite de l'étude se focalisera sur les paramètres matériaux de la pièce.

### 6.4.2 Effet du module d'indentation

Cette section s'intéresse à l'effet du module d'indentation sur la rugosité générée par notre modèle. Le module d'indentation dépend principalement de la limite élastique de la pièce  $\sigma_e$ . Cette valeur est de 1040 MPa pour les barres FATECO d'après (Maite Pérez, 2020). L'intervalle toléré par CRF est 930 MPa à 1200 MPa d'après (Maite Pérez, 2020). Ainsi, le Tableau 28 résume l'ensemble des paramètres retenus pour cette étude de sensibilité.

Tableau 28. Paramètres utilisés pour l'étude de sensibilité vis-à-vis de la limite élastique de la pièce  $\sigma_e$

<b>Force de toilage</b>	$F_n$	N	150
<b>Taille de grains</b>		$\mu\text{m}$	20-30-60-80
<b>Limite élastique de la pièce</b>	$\sigma_e$	MPa	930-1040-1100-1200
<b>Module de Young de la pièce</b>	$E_p$	MPa	210 000

La Figure 227 illustre l'effet de différents  $\sigma_e$  sur la rugosité  $R_a$  pour les différentes tailles de grains. Il est observable une tendance similaire pour tous les grains.

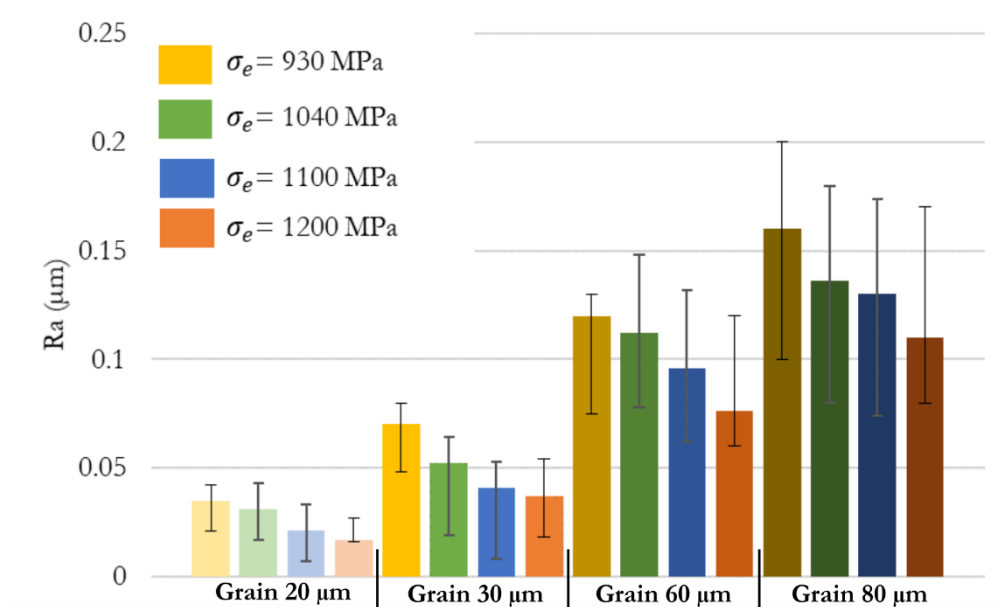


Figure 227. Sensibilité du paramètre  $R_a$  vis-à-vis de la limite élastique de la pièce  $\sigma_e$

Ainsi, une augmentation de la valeur de la limite élastique de la pièce implique une diminution de la valeur de la rugosité  $R_a$ . En effet, une augmentation de la limite élastique de la pièce engendre une augmentation de la dureté  $H$  utilisée par le module d'indentation. La profondeur d'indentation est donc moindre pour un  $H$  plus élevé comme présenté en Figure 228.

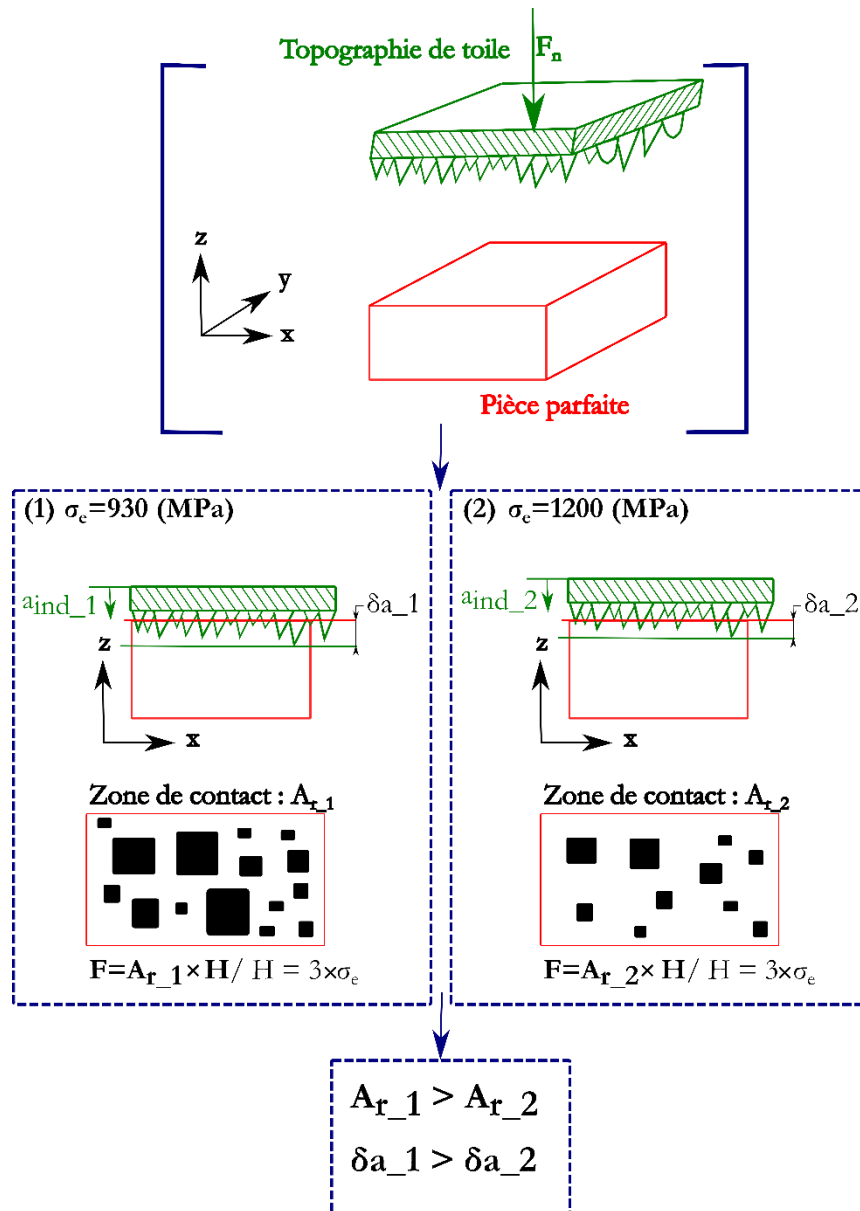


Figure 228. Schématisation de l'indentation pour deux limite élastiques de la pièce  $\sigma_e$  différentes

Une diminution de la rugosité  $R_a$  de l'ordre de 50% est observable pour l'ensemble des grains entre la configuration initiale (configuration FATECO  $\sigma_e = 1040$  MPa) et la configuration maximale tolérée par CRF (configuration maximale CRF  $\sigma_e = 1200$  MPa). Cette différence est due à la différence de la hauteur d'indentation pour différentes limites élastiques.

La Figure 229 présente la sensibilité pour la rugosité  $R_m$ .

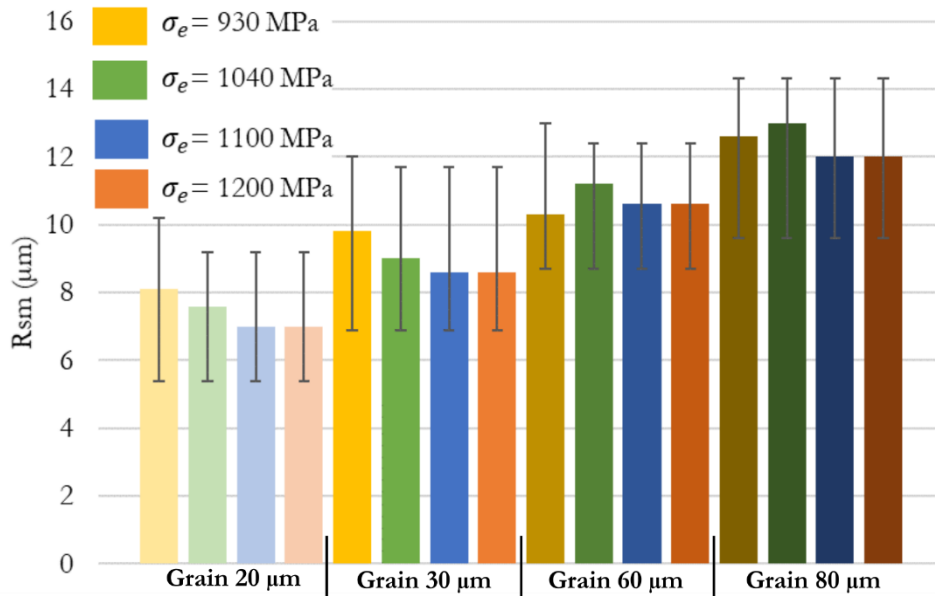


Figure 229. Sensibilité du paramètre  $R_{sm}$  vis-à-vis de la limite élastique de la pièce  $\sigma_e$

La même tendance que pour le  $R_a$  est observée pour les grains de tailles inférieures (20 µm et 30 µm). Tandis que pour les grains 60 µm et 80 µm, une valeur de  $R_{sm}$  équivalente est observée pour l'ensemble des limites élastiques à l'exception de  $\sigma_e = 1040$  MPa. Cette dernière présente la plus haute valeur de  $R_{sm}$ .

Les Figure 230, Figure 231 et Figure 232 illustrent respectivement les paramètres  $R_k$ ,  $R_{pk}$  et  $R_{nk}$ . Pour l'ensemble des grains, deux groupes de valeurs moyennes sont identifiables : un groupe composé des limites élastiques ( $\sigma_e = 1100$  MPa et  $\sigma_e = 1200$  MPa) avec des moyennes légèrement plus basses que le deuxième groupe composé de ( $\sigma_e = 930$  MPa et  $\sigma_e = 1040$  MPa). Une tendance similaire à la rugosité  $R_a$  est observable aussi.

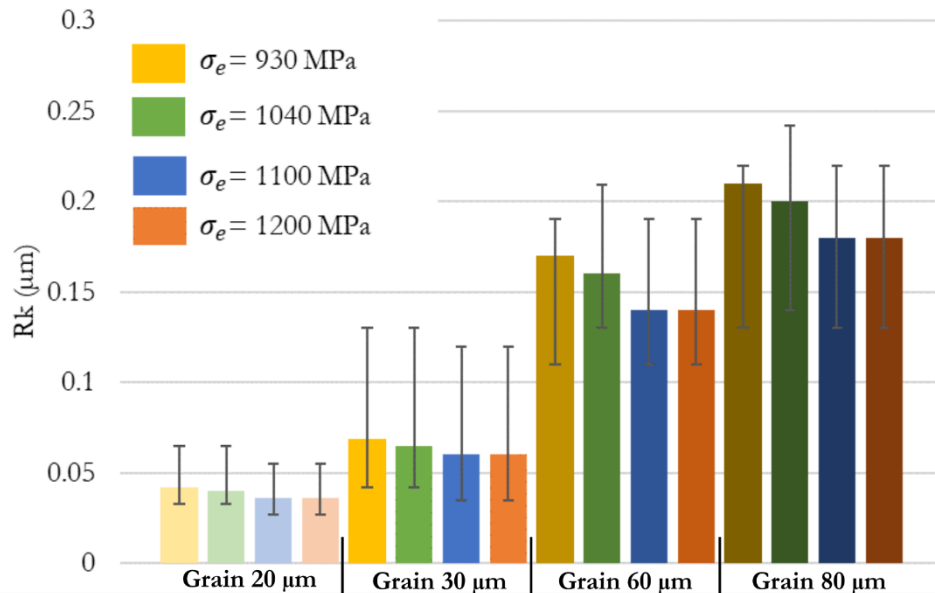


Figure 230. Sensibilité du paramètre  $R_k$  vis-à-vis de la limite élastique de la pièce  $\sigma_e$



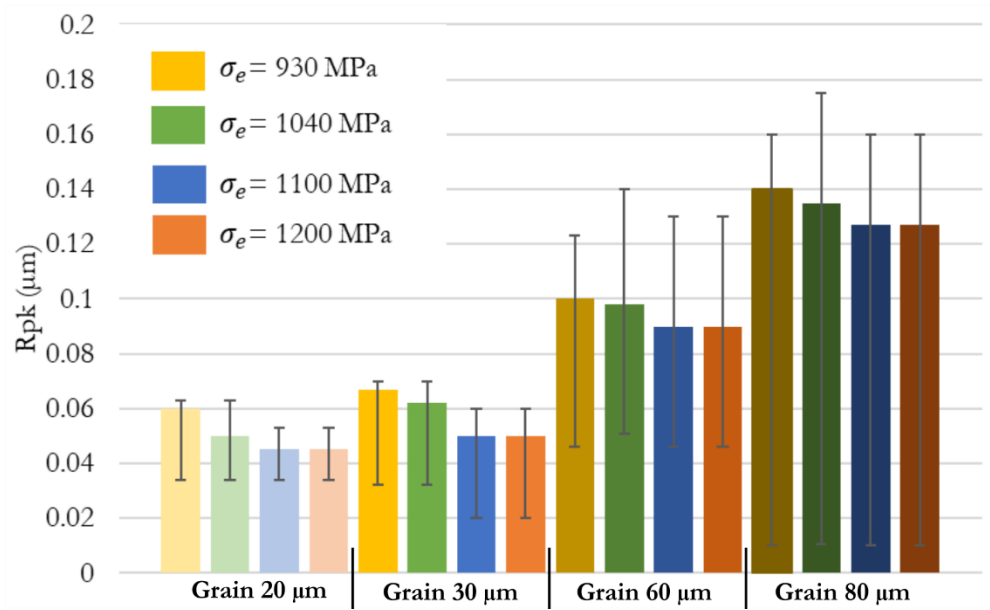


Figure 231. Sensibilité du paramètre  $R_{pk}$  vis-à-vis de la limite élastique de la pièce  $\sigma_e$

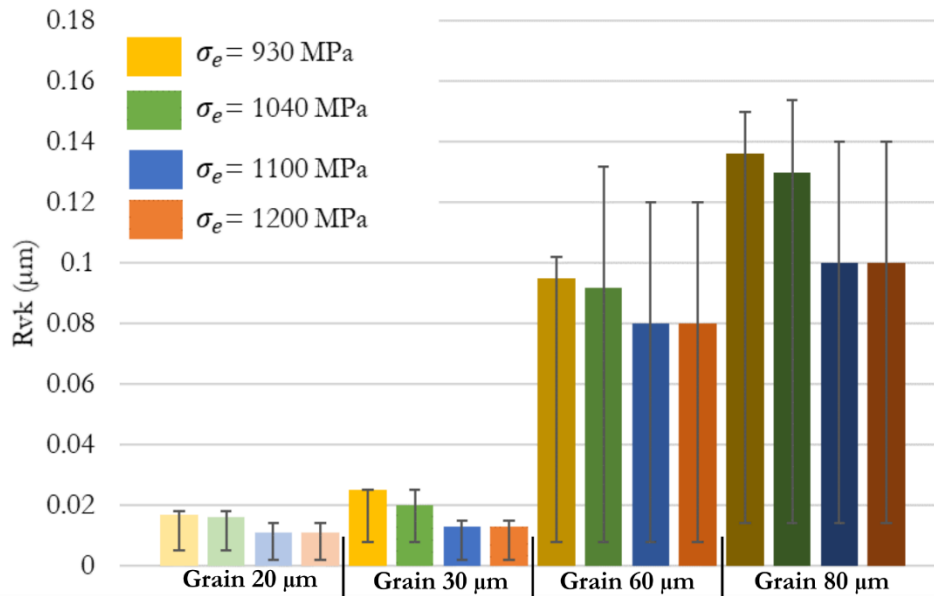


Figure 232. Sensibilité du paramètre  $R_{vk}$  vis-à-vis de la limite élastique de la pièce  $\sigma_e$

Dans cette section, l'étude de l'effet de la limite élastique de la pièce sur les résultats de rugosité simulés a été présentée. Il a été observé qu'une limite élastique élevée impliquait une augmentation des paramètres de rugosité. Ceci n'est pas observable pour le paramètre de rugosité  $R_{sm}$  uniquement. Ceci est dû au fait que ce paramètre soit principalement lié à la distance entre les grains dans la toile.

A noter qu'en tenant compte des dispersions observées lors des simulations, les barres d'erreurs semblent similaires et ne permettent pas de dégager les mêmes conclusions lors de l'observation des moyennes.

Ainsi une amélioration du module d'indentation est la priorité pour avoir des prédictions de rugosité fidèles

### 6.4.3 Conclusions intermédiaires :

Dans cette partie, la sensibilité du modèle 2D a été étudiée. Deux paramètres ont été analysés : l'effet de toiles mesurées différentes (effet statistique de la toile) et l'effet du module d'indentation. Il a été observé que notre modèle est peu sensible à la base de donnée de toile mesurée, ainsi les résultats simulés ne dépendent pas de notre base de données de toiles (mesurées et traitées pour aligner les grains). Ensuite, une étude de l'effet de la limite élastique permet de mesurer l'effet de l'indentation sur notre modèle. Ainsi, une diminution de la limite élastique implique directement une augmentation de l'indentation. Ce qui va causer par la suite une augmentation de la rugosité.

## 6.5 PERSPECTIVES D'EVOLUTION :

Durant ce chapitre, le modèle 3D a été adapté en modèle 2D permettant la simulation de la rugosité du procédé de toilage avec un temps de calcul beaucoup plus bas (3 minutes ou moins). Deux axes d'évolution du modèle 2D se dégagent :

- Sensibilité du modèle au rayon du filtre
- Evolution du module d'indentation

### 6.5.1 Sensibilité du modèle au rayon du filtre :

L'analyse de sensibilité du modèle ainsi que l'effet des différents paramètres du procédé ont permis de dégager que le paramètre le plus important est la taille de grains. La topographie de toiles numériques utilisées dépend principalement du traitement de la toile initiale. Sachant que la sensibilité vis-à-vis de la mesure de la toile a été étudiée dans la partie 6.2.1, cette partie s'intéresse à l'effet du rayon du filtre (ainsi la **toile générée après filtre**) sur la rugosité générée par le modèle.

Différents rayons de filtre seront utilisés pour traiter la toile mesurée. Par la suite ces toiles traitées seront l'entrée du modèle pour la simulation. Le Tableau 29 énumère les paramètres retenus pour l'étude de sensibilité du rayon de filtre.

Tableau 29. Paramètres de toilage pour l'étude de sensibilité du modèle vis-à-vis du rayon de filtre

<b>Force de toilage</b>	$F_n$	N	150
<b>Rayon du filtre</b>	R	$\mu\text{m}$	En fonction de la taille de grains
<b>Taille de grains</b>		$\mu\text{m}$	20 - 30 - 60 - 80

En vue de l'utilisation de filtres différents en fonction de la taille de grains, et par soucis de compréhension, il a été décidé d'illustrer l'évolution des paramètres de rugosité en fonction du rayon de filtre en utilisant un dégradé de couleur pour chaque taille de grain (le grain 20  $\mu\text{m}$  en jaune, le grain 30  $\mu\text{m}$  en vert, le grain 60  $\mu\text{m}$  en bleu et le grain 80  $\mu\text{m}$  en orange)

La Figure 233 présente la sensibilité du paramètre  $R_a$  vis-à-vis du rayon du filtre.

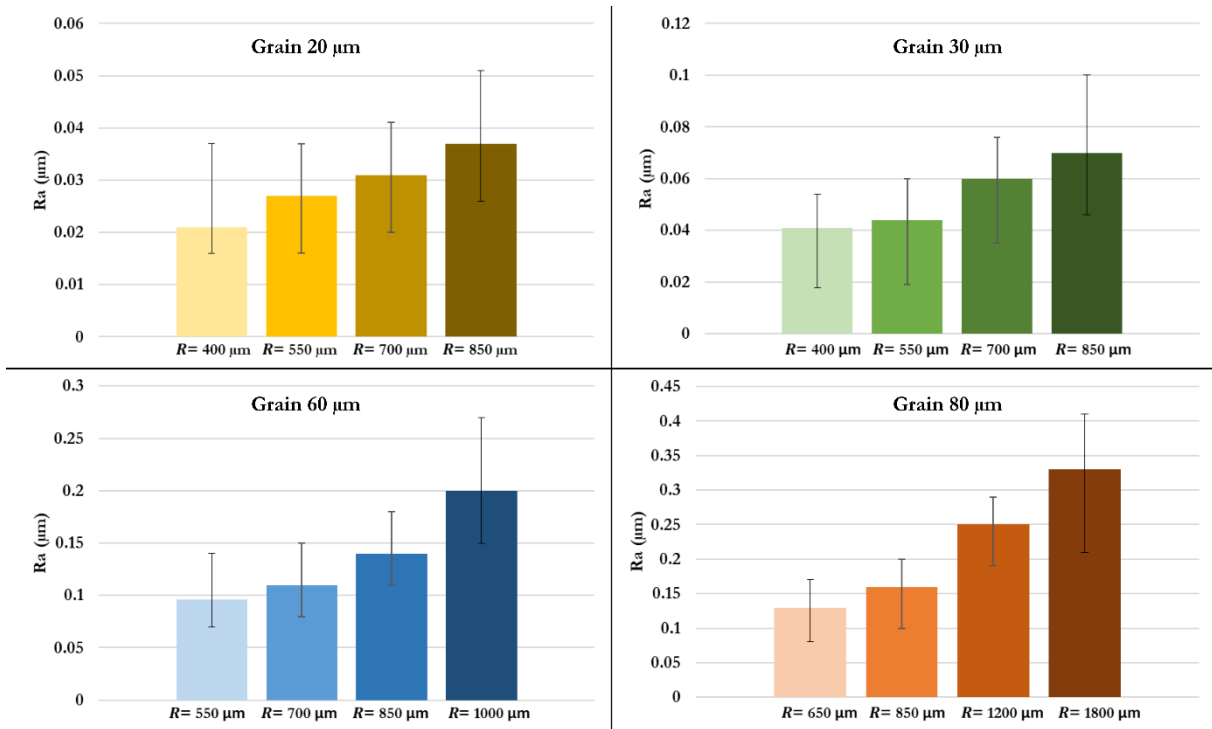


Figure 233. Effet du rayon du filtre sur la rugosité  $R_a$  pour les grains 20  $\mu\text{m}$ , 30  $\mu\text{m}$ , 60  $\mu\text{m}$  et 80  $\mu\text{m}$

Il est observable que l'augmentation du rayon de filtre implique une augmentation de la rugosité  $R_a$  pour l'ensemble des tailles de grains. Cette augmentation de la moyenne de  $R_a$  est de l'ordre de 50 % quand le rayon du filtre est presque deux fois plus grand. L'augmentation de la rugosité  $R_a$  avec l'augmentation du rayon du filtre est principalement due au nombre de grains alignés. Ainsi, un rayon de filtre plus élevé aligne moins de grains, ce qui implique une ligne de crête plus rugueuse comme illustré en Figure 234.

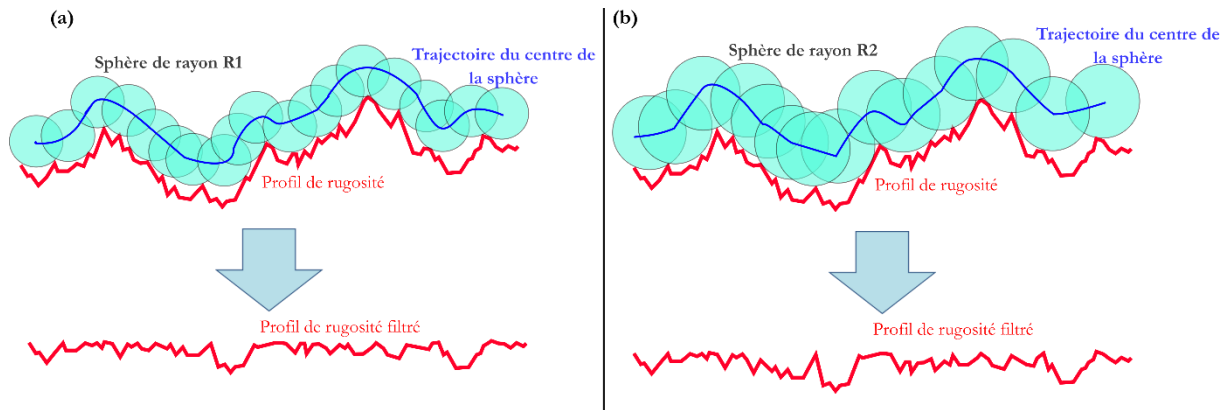


Figure 234. Schéma d'illustration de l'effet du rayon du filtre sur l'alignement des grains: (a) petit rayon de filtre R1 et (b) grand rayon de filtre R2

Pour résumer, une toile générée avec un rayon de filtre plus grand aura une ligne de crête avec une amplitude plus élevée. Sachant que le modèle opère un enlèvement de matière booléen, la rugosité générée pour une ligne de crête avec une amplitude élevée aura systématiquement une rugosité plus élevée.

La Figure 235 illustre la sensibilité du  $R_{sm}$ . Elle présente la même tendance que le paramètre  $R_a$  pour l'ensemble des tailles de grains sauf pour le grain 80  $\mu\text{m}$ . L'observation de deux plateaux distincts est due à l'utilisation de rayons de deux groupes de rayons de filtres proches entre eux (650  $\mu\text{m}$  et 850  $\mu\text{m}$ ) et (1200  $\mu\text{m}$  et 1800  $\mu\text{m}$ ).

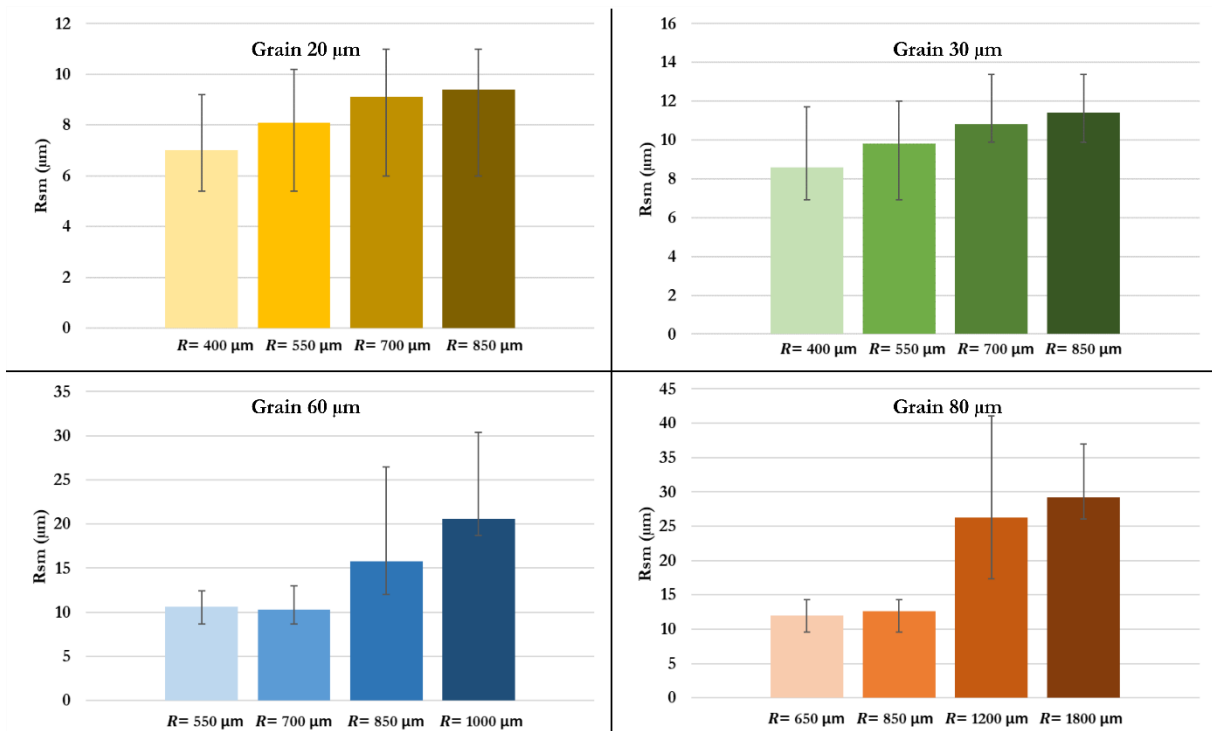


Figure 235. Effet du rayon du filtre sur la rugosité  $R_{sm}$  pour les grains 20  $\mu m$ , 30  $\mu m$ , 60  $\mu m$  et 80  $\mu m$

Les Figure 236, Figure 237 et Figure 238 présentent les paramètres de rugosité  $R_k$ ,  $R_{pk}$  et  $R_{vk}$  respectivement. Ces paramètres présentent des tendances similaires à celle du  $R_{sm}$ .

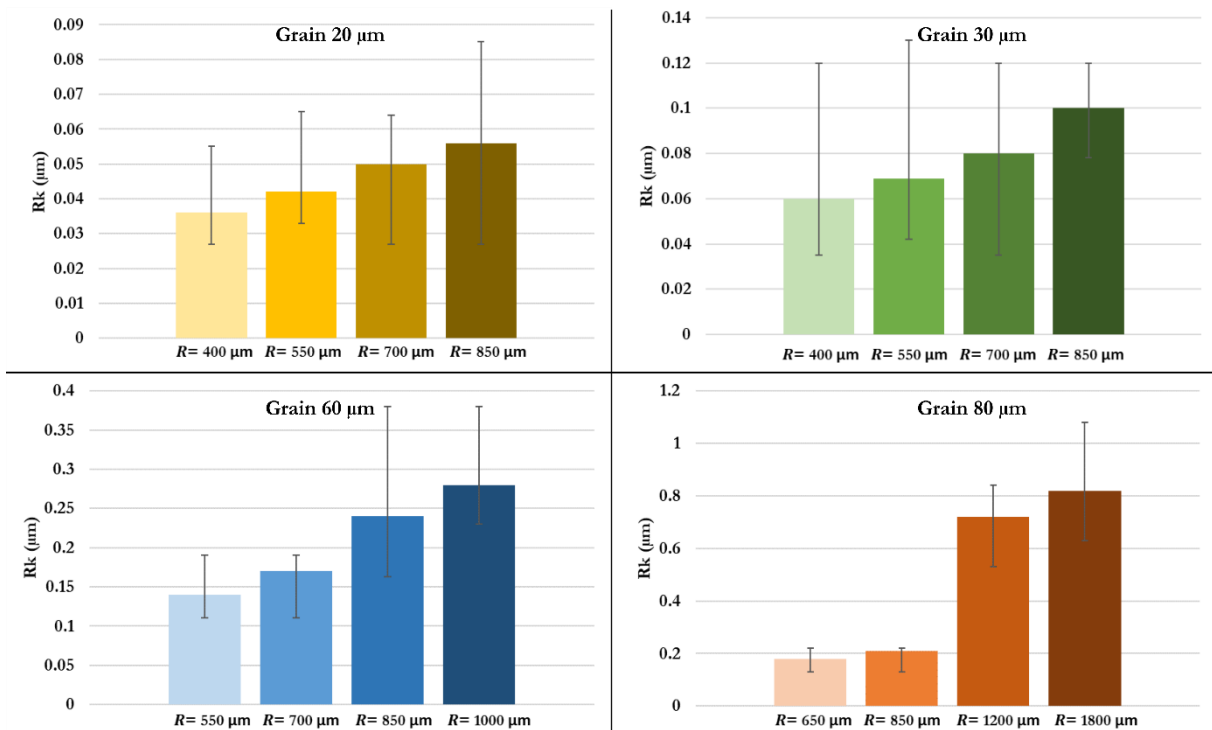


Figure 236. Effet du rayon du filtre sur la rugosité  $R_k$  pour les grains 20  $\mu m$ , 30  $\mu m$ , 60  $\mu m$  et 80  $\mu m$

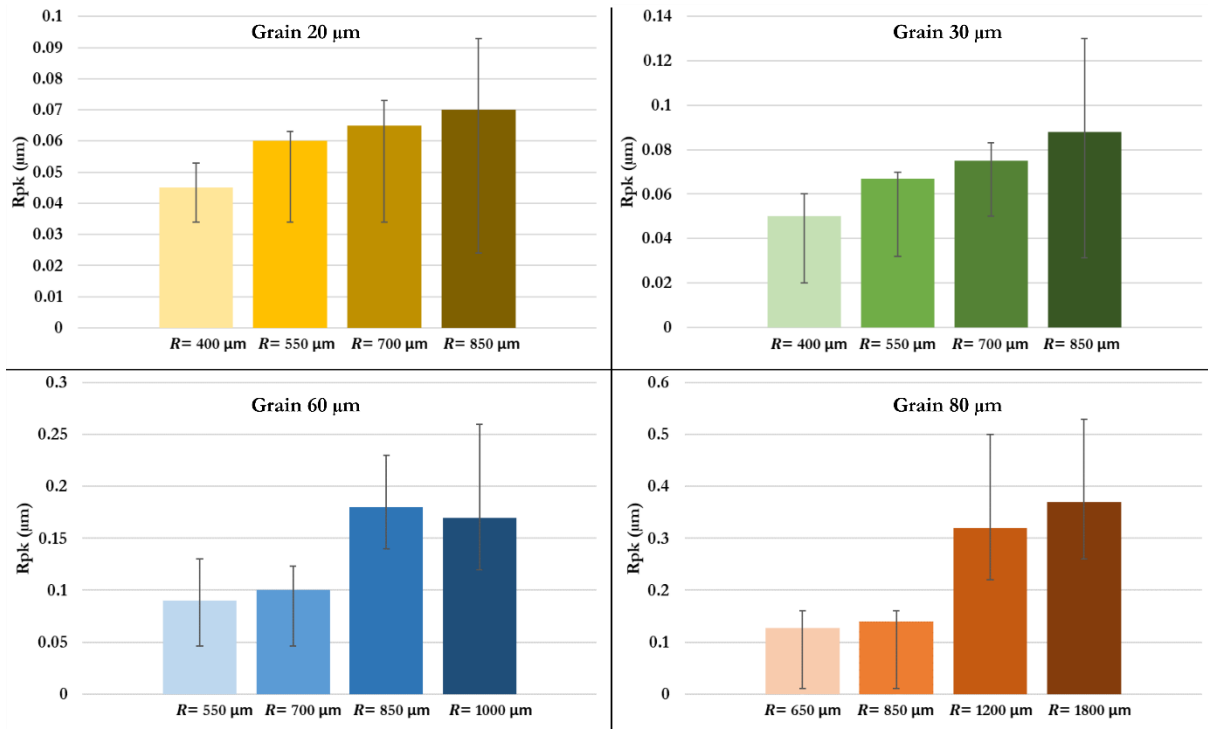


Figure 237. Effet du rayon du filtre sur la rugosité  $R_{p_k}$  pour les grains 20 μm, 30 μm, 60 μm et 80 μm

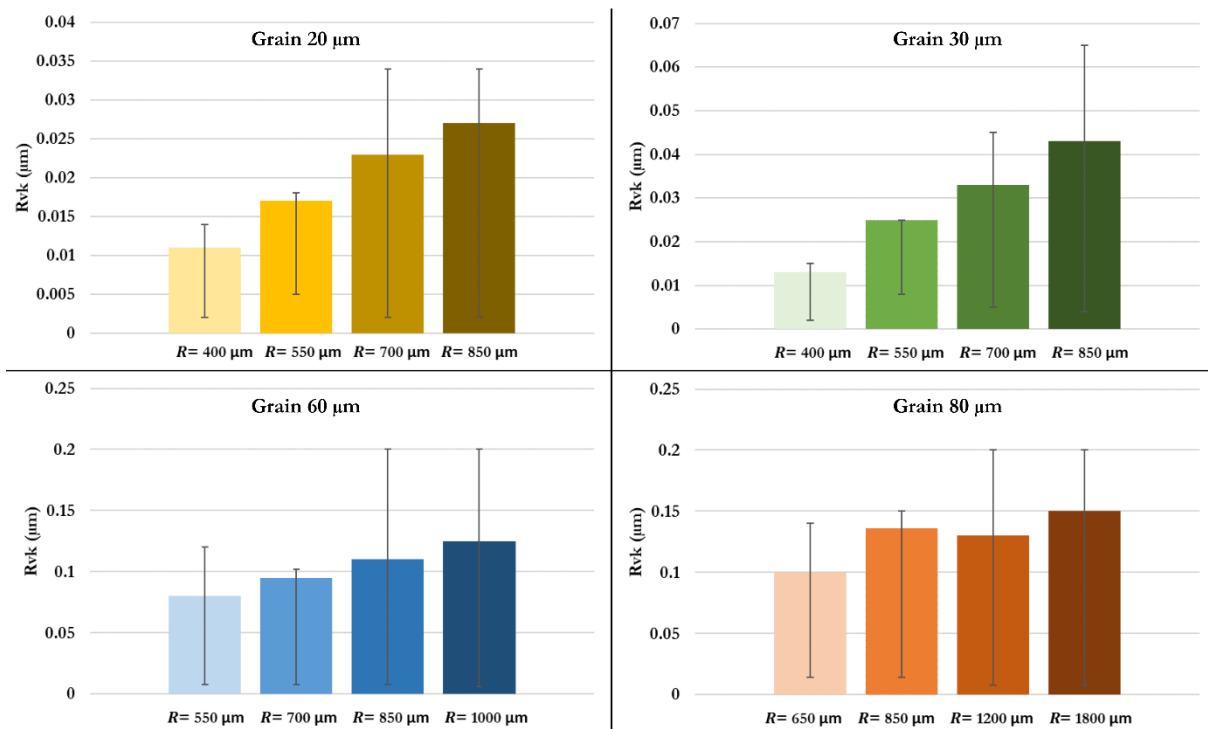


Figure 238. Effet du rayon du filtre sur la rugosité  $R_{v_k}$  pour les grains 20 μm, 30 μm, 60 μm et 80 μm

Cette partie permet de conclure que le modèle présenté est très sensible au rayon de filtre utilisé pour aligner les grains à la même hauteur. Ainsi une augmentation du rayon du filtre permet d'aligner moins de grains et d'avoir une ligne de crête de la toile plus rugueuse, ce qui va se traduire sur la rugosité générée lors du toilage.

Pour réduire la variation du modèle vis-à-vis des résultats expérimentaux, il est nécessaire d'améliorer la méthodologie de calcul du rayon de filtre en affinant les critères et en réduisant le pourcentage de déformation toléré

### 6.5.2 Evolution du module d'indentation :

Le Tableau 30 présente la comparaison de l'indentation expérimentale et numérique pour l'ensemble des tailles de grains. Les valeurs d'indentation sont moyennées sur trois simulations d'indentation en utilisant trois mesures de toiles différentes.

Tableau 30. Comparaison de l'indentation expérimentale et numérique en fonction de la taille de grains

Taille de grain	20 $\mu\text{m}$	30 $\mu\text{m}$	60 $\mu\text{m}$	80 $\mu\text{m}$
Indentation expérimentale ( $\mu\text{m}$ )	<b>8</b>	<b>10</b>	<b>18</b>	<b>32</b>
Indentation expérimentale par tour ( $\mu\text{m} \times \text{tr}^{-1}$ )	<b>0.008</b>	<b>0.011</b>	<b>0.020</b>	<b>0.035</b>
Indentation numérique ( $\mu\text{m}$ )	<b>36</b>	<b>135</b>	<b>270</b>	<b>378</b>
Indentation numérique par tour ( $\mu\text{m} \times \text{tr}^{-1}$ )	<b>0.040</b>	<b>0.150</b>	<b>0.300</b>	<b>0.420</b>
Variation numérique ( $\mu\text{m}$ )	$\pm 18$	$\pm 27$	$\pm 40$	$\pm 45$
Variation numérique par tour ( $\mu\text{m} \times \text{tr}^{-1}$ )	$\pm 0.02$	$\pm 0.03$	$\pm 0.045$	$\pm 0.05$
Variation expérimentale/numérique	$\times 4.5$	$\times 13.5$	$\times 15$	$\times 11.6$

Il est observable que l'indentation numérique dépend de la mesure de toile utilisée. La valeur de cette indentation numérique est nettement surestimée (généralement 13 fois supérieure à l'indentation expérimentale). Cette différence d'indentation s'explique par le fait que le module d'indentation s'appuie sur un contact rigide-rigide.

La Figure 239 présente la comparaison de la rugosité Ra simulée avec une indentation expérimentale et avec une indentation numérique pour l'ensemble des tailles de grains.

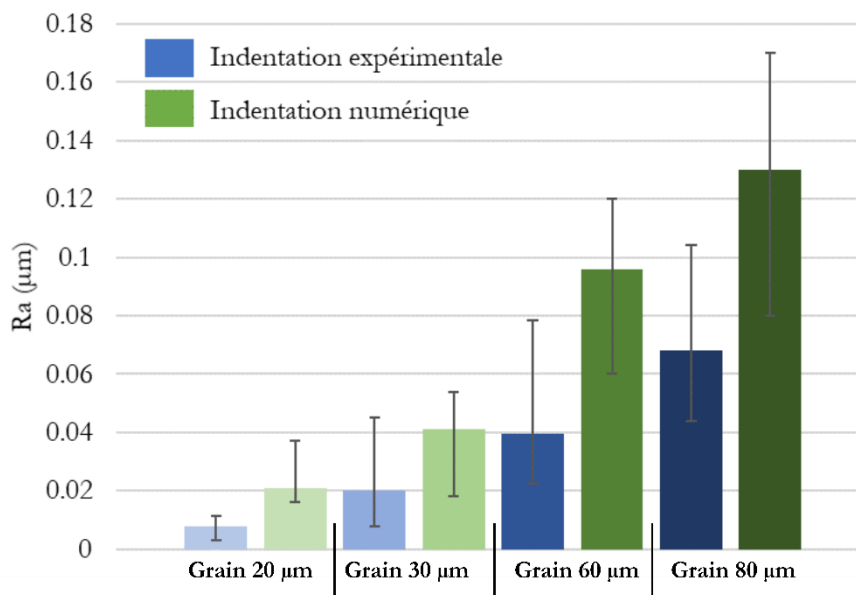


Figure 239. Comparaison de la rugosité  $R_a$  simulée pour une indentation expérimentale et une indentation numérique

Il est observable que les résultats de la simulation en utilisant une indentation expérimentale sont plus basses que les rugosités pour une indentation numérique. Ceci est dû au fait que l'indentation par tour expérimentale est nettement plus basse que celle numérique. La Figure 240 présente la comparaison de la rugosité  $R_{sm}$  pour les deux types d'indentation. Les résultats présentent la même tendance que pour la rugosité  $R_a$ .

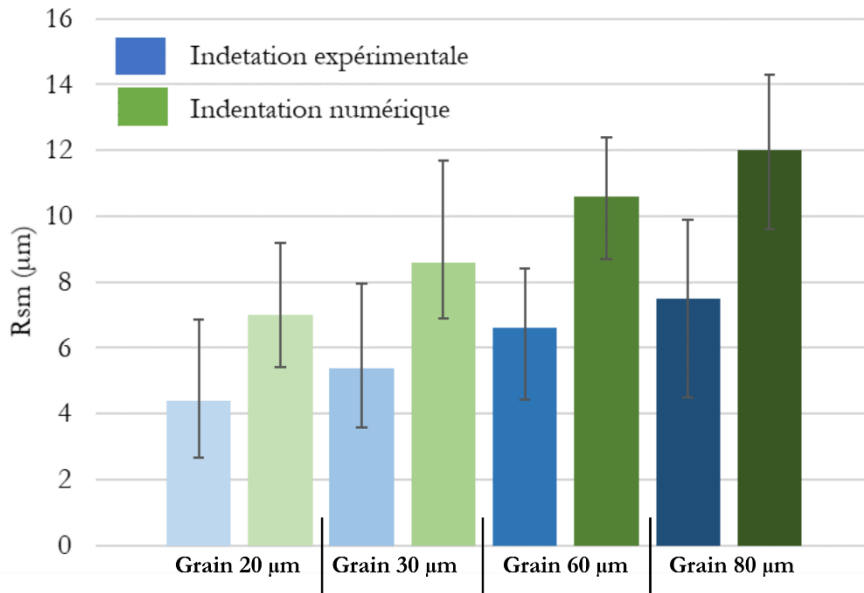


Figure 240. Comparaison de la rugosité  $R_{sm}$  simulée pour une indentation expérimentale et une indentation numérique

Sachant que l'indentation expérimentale est nettement inférieure à l'indentation numérique, la partie de la ligne de crête active (indentée dans la pièce) est inférieure proportionnellement à la différence d'indentation par tour. Cette différence implique la génération d'un profil de pièce plus fin pour l'indentation expérimentale à chaque tour. Ce profil de pièce est plus rugueux pour l'indentation numérique vu que l'enfoncement de la ligne de crête dans la pièce à chaque tour est plus grand.

Les Figure 241, Figure 242 et Figure 243 présentent les résultats pour les paramètres de rugosité  $R_k$ ,  $R_{pk}$  et  $R_{vk}$ . Les résultats de l'indentation expérimentale présentent une tendance similaire aux résultats du  $R_a$ . Les valeurs de rugosité pour une indentation expérimentale sont plus basses que celles pour une indentation numérique.

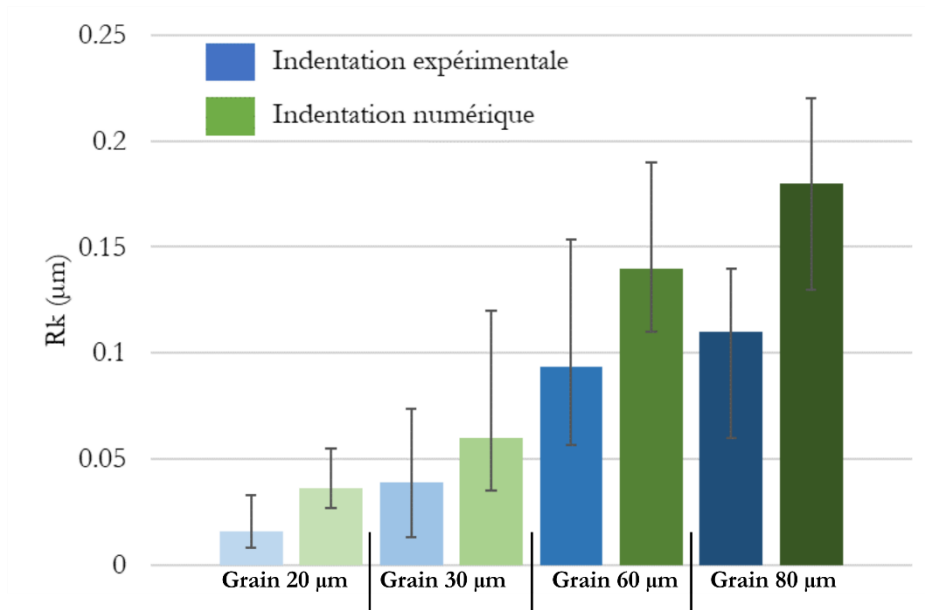


Figure 241. Comparaison de la rugosité  $R_k$  simulée pour une indentation expérimentale et une indentation numérique

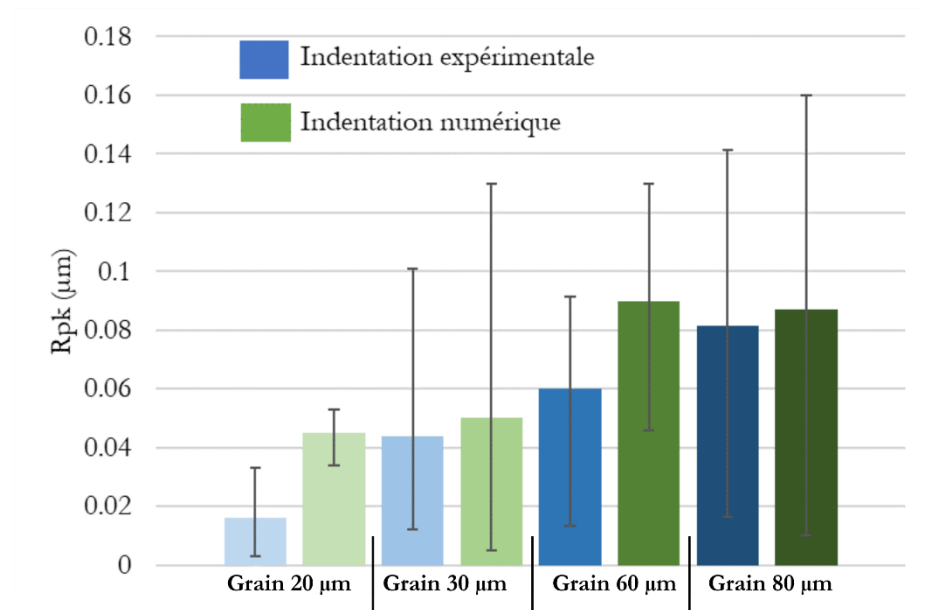


Figure 242. Comparaison de la rugosité  $R_{pk}$  simulée pour une indentation expérimentale et une indentation numérique



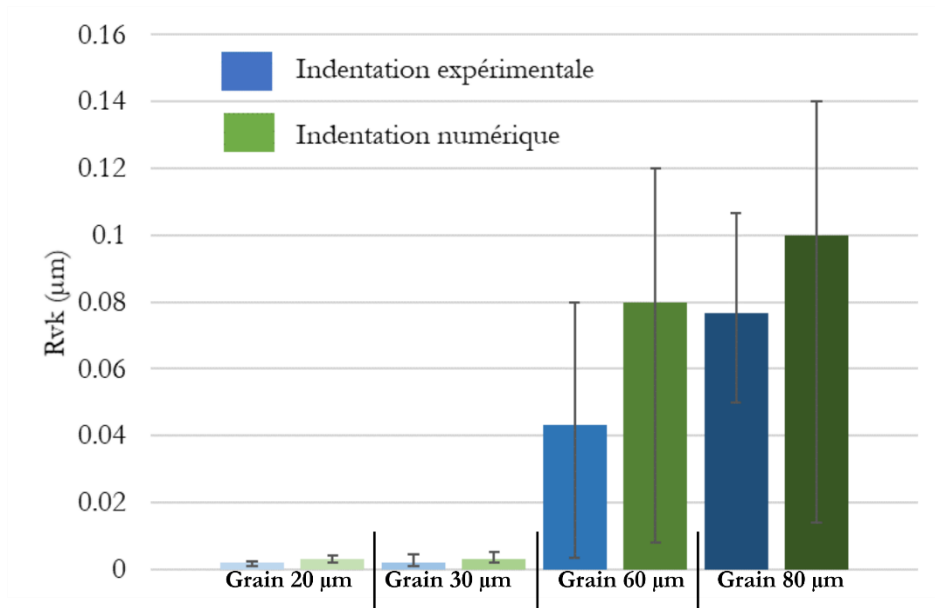


Figure 243. Comparaison de la rugosité  $R_{vk}$  simulée pour une indentation expérimentale et une indentation numérique

Pour conclure, les résultats de simulation avec une indentation expérimentale confirment que les toiles traitées (filtre de dilatation) utilisées ont plus de grains alignés que la réalité du procédé. Ainsi, une des évolutions du modèle serait de passer vers un modèle d'indentation capable de tenir compte des conditions de contact locales et des propriétés de la pièce, de la toile et du galet.

## 6.6 CONCLUSIONS

Ce chapitre propose une adaptation du modèle 3D permettant de simuler les rugosités du procédé de toilage avec un temps de calcul réduit. Le modèle 2D présenté dans ce chapitre a permis de réduire le temps de calcul de 12 heures à moins de 3 minutes. Les premiers résultats montrent que le modèle sous-estime la rugosité générée. Les résultats des deux modèles sont équivalents.

L'effet des paramètres du procédé a été traité. Premièrement, l'effet de la taille de grain a été observé. Il apparaît que les résultats du modèle font ressortir les bonnes tendances mais sous-estiment les valeurs. Il est observable ainsi que l'augmentation de la taille de grains implique une augmentation de la rugosité. L'effet de la force de toilage a été étudié par la suite. Les résultats montrent que l'augmentation de la force permet de réduire la rugosité. Par contre, il apparaît que la sensibilité du modèle vis-à-vis de ce paramètre est décuplée par rapport aux observations expérimentales. En effet, une augmentation de la force implique une largeur de contact plus élevée, et donc plus de grains dans la surface. Cette augmentation de densité de grains permet de réduire l'amplitude de la ligne de crête, et donc de réduire la rugosité. De même, il a été observé qu'une augmentation du module de Young du galet allait réduire la largeur de contact ; et donc par la suite induire une rugosité plus élevée. Ainsi, le modèle présenté est en contradiction avec les observations expérimentales concernant l'effet de la dureté du galet. Il présente une sensibilité à ce paramètre (à la base insensible expérimentalement) causé du fait que le modèle est sensible à la largeur de contact.

Ensuite, une étude de sensibilité concernant l'entrée du modèle a été faite. L'analyse des résultats de cette étude de sensibilité permet de conclure que la **toile** (la toile avec les grains alignés en tenant compte de la flexibilité du galet via un filtre de dilatation) est le paramètre le plus influent dans notre modèle. Il a été observé que les dispersions d'une toile à l'autre est plus faible que les tendances observées durant l'étude. Il apparaît que la limite élastique est fortement corrélée à l'indentation. Ainsi, le modèle présenté est sensible à la limite élastique de la pièce.

Pour finir, sachant que le modèle est sensible vis-à-vis de la toile, il a été décidé d'étudier sa sensibilité par rapport au rayon de filtre (filtre permettant d'aligner les grains à la même hauteur). Cette étude a permis de conclure que le modèle est très sensible à ce paramètre. Ainsi une augmentation du rayon de filtre d'environ 50% a permis de doubler les valeurs de rugosité. Une analyse des simulations avec l'indentation expérimentale a permis de conclure que les rugosités simulées étaient plus basses. Ainsi, une amélioration du module d'indentation sera un point à travailler.



# 7

## INTEGRITE DE SURFACE ET TENUE EN FATIGUE

Ce chapitre a pour but de présenter les résultats expérimentaux de l'effet du toilage sur la tenue en fatigue. La section (7.1) introduit la procédure de préparation et de finition des éprouvettes de fatigue. Ensuite la section (7.2) analyse le comportement en fatigue des éprouvettes usinées par tournage dur et des éprouvettes toilées.

### Sommaire :

<b>7.1</b>	<b>PREPARATION DES EPROUVETTES DE FATIGUE .....</b>	<b>236</b>
7.1.1	INTEGRITE DE SURFACE DES EPROUVETTES DE FATIGUE : .....	239
<b>7.2</b>	<b>DUREE DE VIE DES EPROUVETTES 27MnCr5 .....</b>	<b>243</b>
7.2.1	ESSAIS LOCATI.....	243
7.2.2	ESSAIS STAIRCASE .....	245
7.2.1	RESULTATS DES ESSAIS DE FATIGUE : .....	246
<b>7.3</b>	<b>CONCLUSIONS.....</b>	<b>249</b>

Même si la tenue en fatigue n'est pas l'objectif de cette thèse, elle reste in fine le critère fonctionnel majeur dans le contexte industriel de notre étude. Pour cela, nous avons mené des essais de fatigue en flexion rotative de façon à évaluer l'impact du procédé de toilage sur la limite d'endurance. Premièrement, la préparation des éprouvettes de fatigue sera présentée, en introduisant les méthodes développées pour le toilage de ce genre d'éprouvettes. Ensuite les résultats de tenue en fatigue seront présentés, avant de finalement passer à la corrélation entre l'intégrité de surface et le comportement en fatigue.

L'ensemble de ce travail a été mené en collaboration avec **ELICEGUI Unai**.

## 7.1 PREPARATION DES EPROUVETTES DE FATIGUE

Les éprouvettes de fatigue utilisées par (Chomiene, 2015; Chomiene *et al.*, 2022) illustrées en Figure 244 ont été adoptées pour l'étude de fatigue en flexion rotative. Ce type d'essais se rapproche des modes de sollicitations des arbres de boîtes de vitesse.

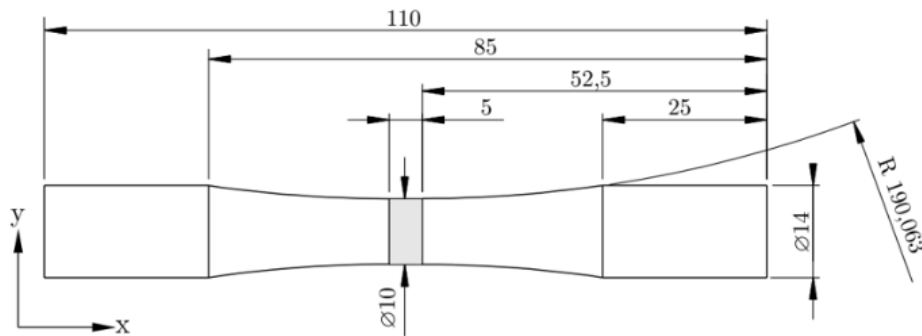


Figure 244. Eprouvette de fatigue pour les essais de flexion rotative selon (Chomiene, 2015; Chomiene *et al.*, 2022)

La géométrie a été adaptée pour répondre aux exigences de la fabrication des éprouvettes et des tests d'essais en fatigue. Les éprouvettes sont réalisées à partir de barres de 27MnCr5 cémentés trempés (la cémentation permet d'atteindre environ 800 HV sur une profondeur de 0.6 mm). Une surépaisseur de 0.7 mm a été prise en compte lors de l'usinage des barres cémentées.

Après le traitement thermique, toutes les barres subissent un tournage dur. Ce dernier se divise en deux étapes :

- 1<sup>ère</sup> étape : la partie externe du cylindre a été usinée (réduction de diamètre de la barre) en prenant une profondeur de passe  $a_p = 0.2$  mm, suivi d'une passe de finition avec  $a_p = 0.15$  mm
- 2<sup>ème</sup> étape : La partie intérieure de l'éprouvette de fatigue est usinée. Une première passe ayant comme profondeur  $a_p = 0.2$  mm, suivi d'une passe de finition avec  $a_p = 0.15$  mm.

La Figure 245 montre les trajectoires de tournage dur pour les 2 étapes présentées ci-dessus ainsi que les éprouvettes résultantes. L'éprouvette illustrée sur la Figure 245 est différente de l'éprouvette représentée en Figure 244. Cette différence est due aux contraintes machine lors du toilage. Il est nécessaire de garder la surface à toiler à une distance précise du mandrin (pour éviter tout contact toileuse mandrin lors du toilage). Cette différence permet aussi de garder la même mise en position pendant le tournage des éprouvettes.

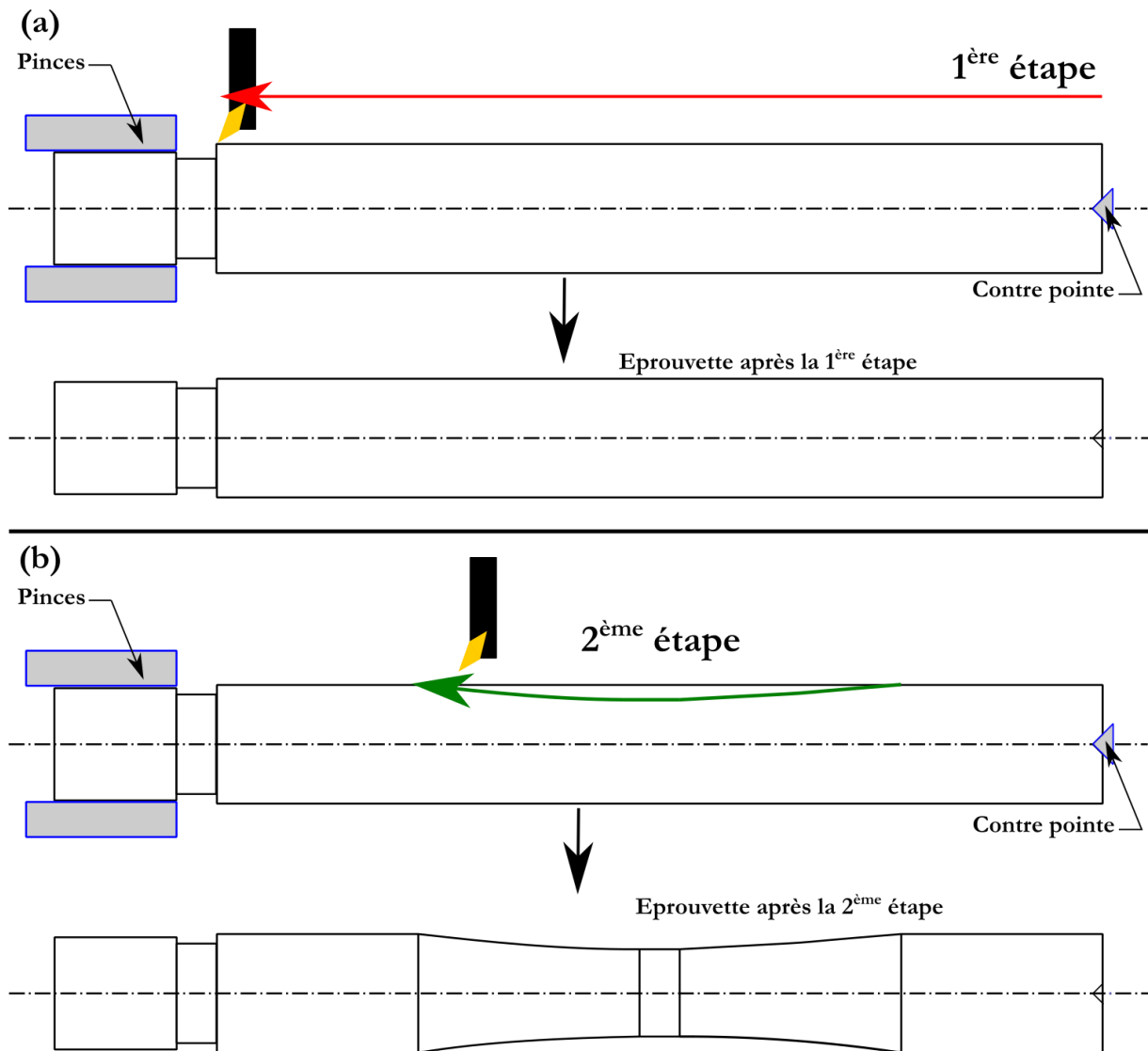


Figure 245. Trajectoires de tournage dur et l'éprouvette de fatigue résultante pour (a) la 1<sup>ère</sup> étape et (b) la 2<sup>ème</sup> étape

Les paramètres de tournage dur initialement présentés dans la (partie 3.1.2) sont gardés pour cette étude :

- Plaquette neuve : CNMG 120408 WF 1115 de Sandvik<sup>9</sup>
- Vitesse de coupe,  $V_{c(\text{tournage dur})}$ : 80 m/min.
- Avance,  $f$ : 0.1 mm/tr.
- Profondeur de coupe,  $a_p$ : 0.2 mm (passe d'ébauche) et  $a_p$ : 0.15 mm (passe de finition)
- Mode de lubrification : sec

La géométrie finale est illustrée en Figure 246. La surface destinée à être toilée est mise en évidence en bleu.

<sup>9</sup> Sandvik Coromant, Suède. <https://www.sandvik.coromant.com>

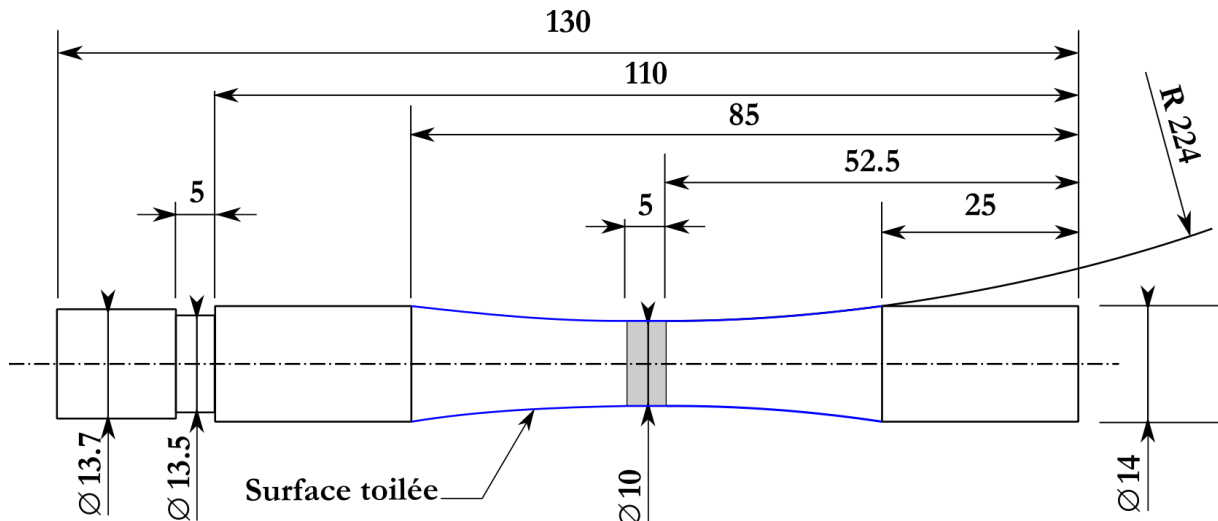


Figure 246. Epreuve de fatigue pour les essais de flexion rotative

Pour le toilage, un galet spécial a été usiné. A partir d'un galet cylindrique parfait, une nouvelle géométrie de galet a été conçue en tenant compte de la géométrie des éprouvettes. Cette nouvelle géométrie de galet épouse l'éprouvette de fatigue et permet donc d'améliorer le contact galet pièce. La Figure 247 présente le galet initial, le galet spécial usiné pour les essais de fatigue et une photo du galet en contact avec la pièce à toiler (sans la toile).

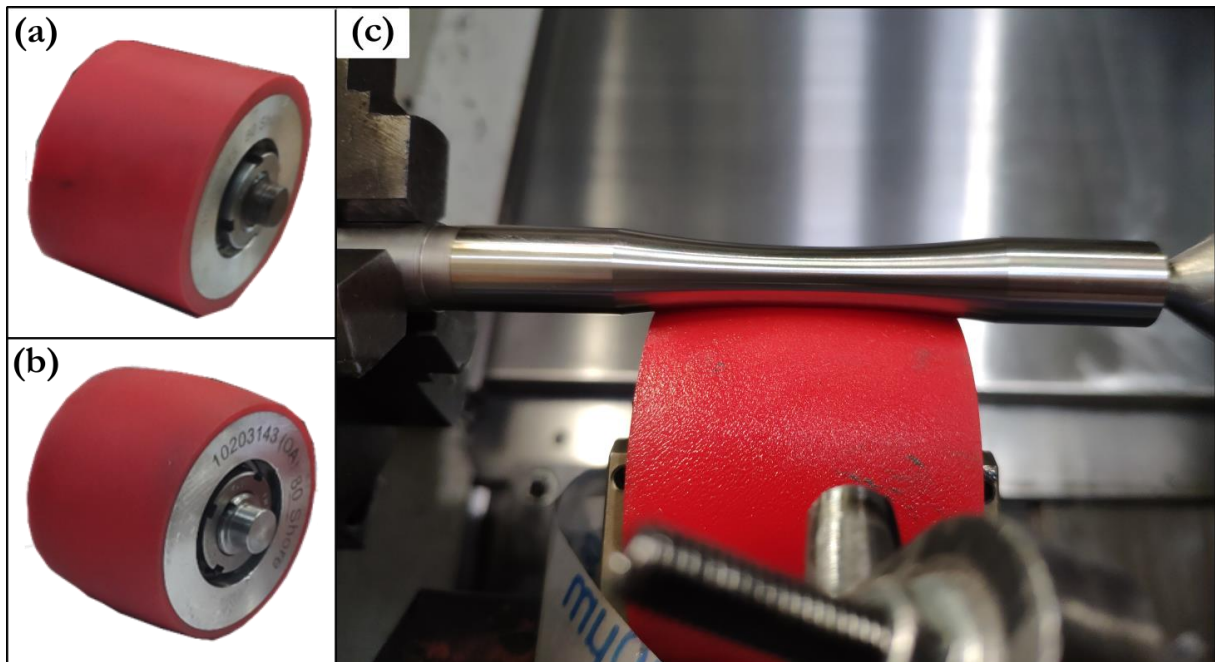


Figure 247. Image de (a) un galet original, (b) un galet spécial usiné et (c) un galet spécial et une pièce de fatigue dans les conditions de toilage

A comparer avec le toilage entre un galet normal et une barre cylindrique ( $\varnothing 43$  mm), le toilage des éprouvettes de fatigue en utilisant un galet spécial présente une surface de contact différente pour les mêmes conditions de toilage. Pour maintenir les mêmes conditions de contact que les essais expérimentaux présentés durant le Chapitre 3, la force de toilage appliquée a été adaptée. Ceci est possible en s'appuyant sur la pression de contact  $P$  en utilisant l'équation suivante :

$$P = \frac{F}{A} \quad (\text{Eq 7-1})$$

Avec  $P$  (MPa) la pression de contact,  $F$  (N) la force de toilage et  $A$  (mm<sup>2</sup>) la surface de contact.

La stratégie de toilage développée et les paramètres de toilage associés calculés sont détaillés en Annexe H. L'intégrité de surface (rugosité et contraintes résiduelles uniquement) des éprouvettes de fatigue sont présentés ci-dessous.

**N.B :** Le traitement thermique des éprouvettes de fatigue a été fait par BODYCOTE et non par CRF, ce qui explique la différence de dureté observée entre les éprouvettes de fatigue et les barres utilisées lors du projet.

Les paramètres de toilage utilisés pour les éprouvettes de fatigue sont résumés en Tableau 31.

Tableau 31. Paramètres de toilage des éprouvettes de fatigue

Paramètres de toilage	Unités	Valeurs	
<b>Outil</b>	Rayon du galet $R_g$	(mm)	35
	Largeur du galet $l_g$	(mm)	50
	Rayon de courbure du galet $R_{gg}$	(mm)	225
	Dureté du galet	(Shore)	80
	Type de toile abrasive		Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>
	Taille des grains abrasifs	(μm)	30
<b>Pièce</b>	Matériau pièce		27MnCr5 (730 HV)
	Rayon de la pièce $R_p$	(mm)	10
	Largeur de la pièce $l_p$	(mm)	60
	Rayon de courbure de la pièce $R_{ep}$	(mm)	224
<b>Conditions de coupe</b>	Vitesse de rotation de la pièce $N_p$	(tr. min <sup>-1</sup> )	900
	Vitesse d'avance de la toileuse $V_{atoileuse}$	(mm. tr <sup>-1</sup> )	0.04
	Vitesse d'avance de la toile $V_{atoile}$	(mm. s <sup>-1</sup> )	0.6
	Fréquence d'oscillation $f_{osc}$	(Hz)	24
	Amplitude d'oscillation $A_{osc}$	(mm)	1
	Force appliquée $F_n$	(N)	15
	Mode de lubrification		MQL
	Temps de toilage $t$	(s)	30 s

### 7.1.1 Intégrité de surface des éprouvettes de fatigue :

Après l'usinage des éprouvettes, la surface produite a été mesurée et comparée à la barre de référence (Ø 43 mm) préparée suivant la même méthodologie et en utilisant les mêmes conditions (**sauf le traitement thermique**). La Figure 248 compare la barre de référence à l'éprouvette de fatigue (la surface d'intérêt pour le toilage est mise en valeur en jaune). L'objectif est d'assurer que l'intégrité de surface testée est représentative de la condition d'usinage testée.



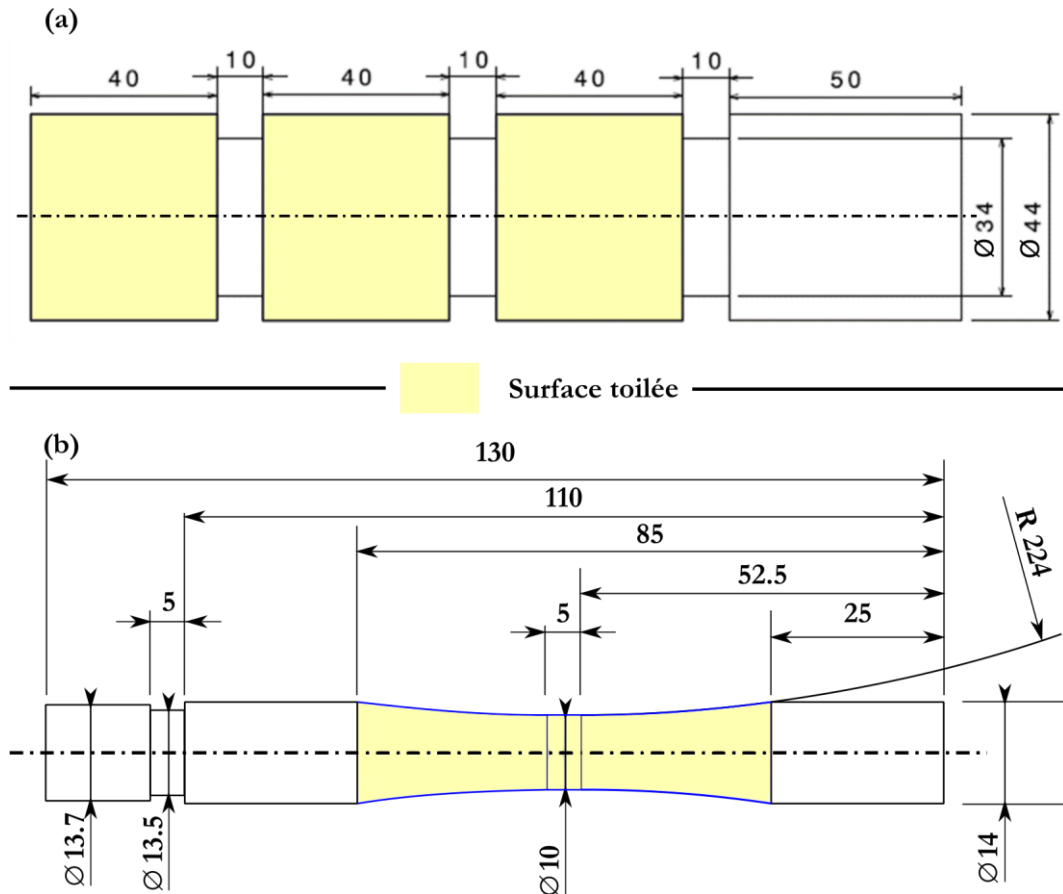


Figure 248. Comparaison des surfaces à toiler pour (a) la barre de référence, et pour (b) l'éprouvette de fatigue

Pour les éprouvettes de tournage dur, uniquement la rugosité a été mesurée (2 mesures dans la partie centrale de l'éprouvette de fatigue). Les mesures ont été effectuées à l'aide d'un microscope confocal Rtec Instruments avec un objectif x20. Les profils ont été filtrés avec un filtre gaussien ( $\lambda_c=0.8$  mm et  $\lambda_s=2.5$   $\mu\text{m}$ ). Figure 249 représente la comparaison entre le  $R_a$  d'une éprouvette de fatigue et celui d'une barre de référence.

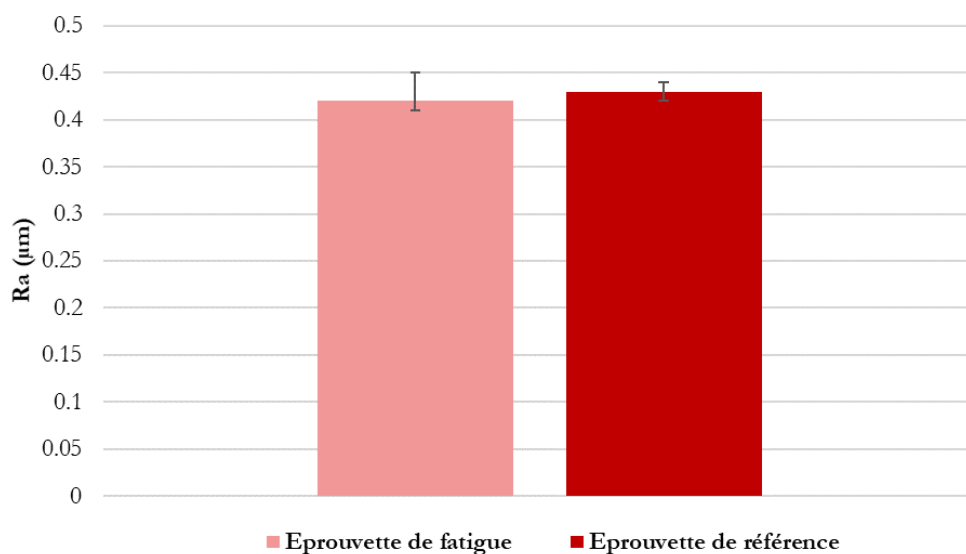


Figure 249. Comparaison de la rugosité  $R_a$  entre l'éprouvette de fatigue et l'éprouvette de référence dans le cas du tournage dur

Il est observable que les éprouvettes de fatigue ont des rugosités similaires à celles obtenues sur une barre de référence ( $\varnothing$  43 mm).

Pour le cas du toilage, des mesures de rugosité et de contraintes résiduelles (2 mesures dans la partie centrale de l'éprouvette de fatigue) ont été effectuées. La comparaison du  $R_a$  entre une éprouvette de fatigue et la barre de référence est illustrée en Figure 250.

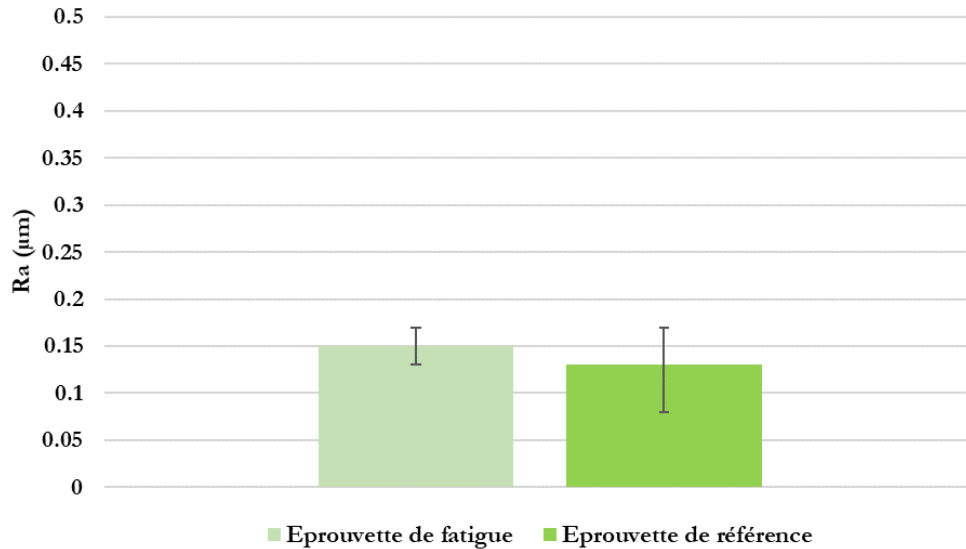


Figure 250. Comparaison de la rugosité  $R_a$  entre l'éprouvette de fatigue (grain  $30 \mu\text{m}$ ,  $F_n=15 \text{ N}$ ) et l'éprouvette de référence (grain  $30 \mu\text{m}$ ,  $F_n=150 \text{ N}$ ) dans le cas du toilage

Les valeurs de rugosité  $R_a$  sont quasi similaires. Il est à noter que la moyenne pour les éprouvettes de fatigue est légèrement plus haute que celle observée pour l'éprouvette de référence (barre  $\varnothing$  43 mm).

La Figure 251 présente la comparaison du profil de contraintes résiduelles entre l'éprouvette de fatigue et l'éprouvette de référence toilées.

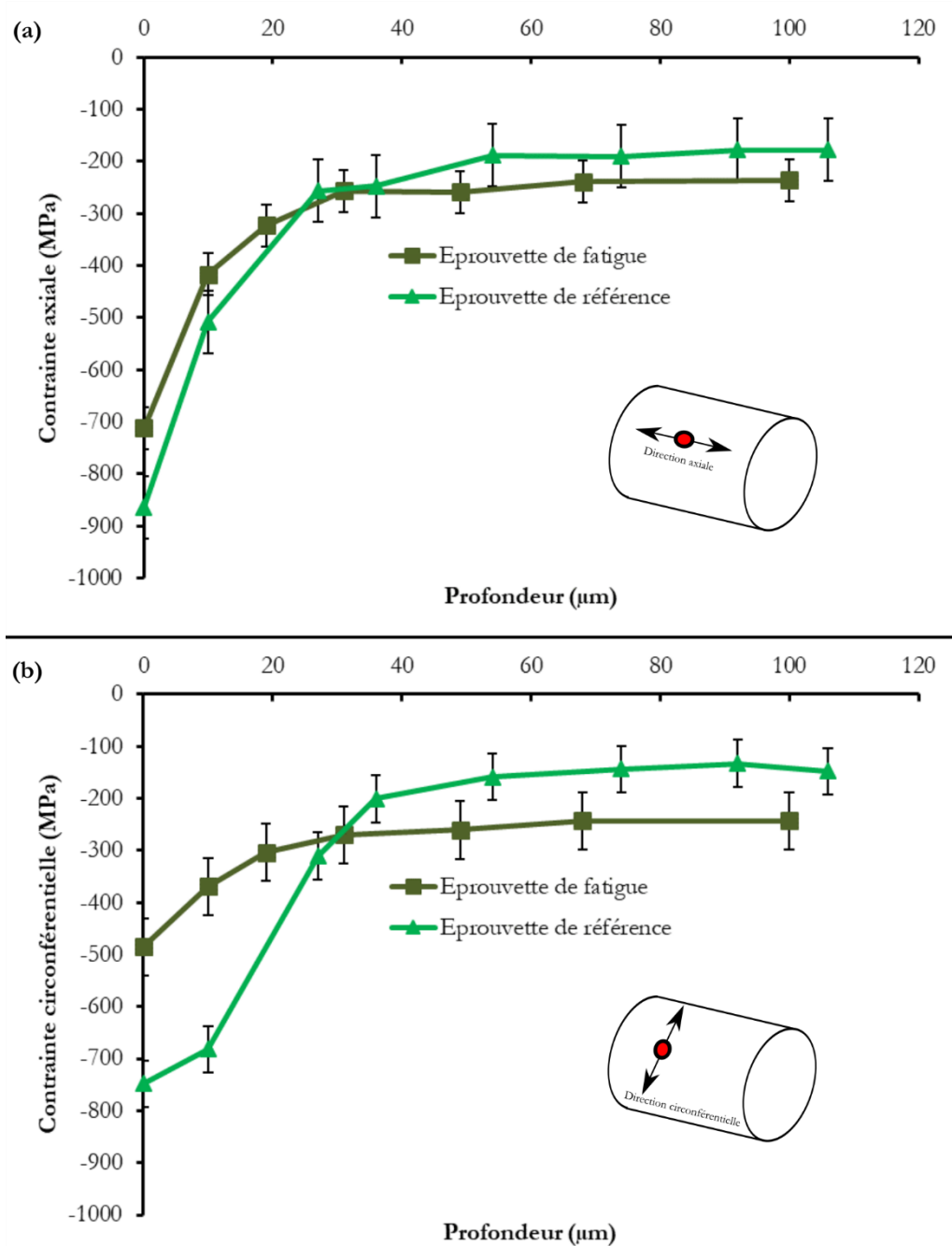


Figure 251. Comparaison du profil de contraintes résiduelles axiales et circonférentielles entre une éprouvette de fatigue et une éprouvette de référence dans le cas de toilage

Dans la direction axiale, les deux courbes sont très similaires. Une contrainte résiduelle inférieure de ~ 100 MPa en surface est observable. La courbe de stabilisation (la valeur des contraintes résiduelles dans la masse) est plus basse, ceci est due à l'utilisation de différents traitement thermique sur les éprouvettes (l'éprouvette de fatigue a subi un traitement thermique chez BODYCOTE tandis que l'éprouvette de référence est traitée chez CRF). Par contre, dans la direction circonférentielle quelques différences sont observables. L'échantillon de fatigue présente une contrainte résiduelle de surface supérieure de 250 MPa et se stabilise à une contrainte inférieure de 100 MPa. La différence sur la zone de stabilisation est due aux différents traitements thermiques alors que la différence au niveau de la surface est engendrée par le tournage dur et le toilage.

Malgré cette différence, il a été supposé que les éprouvettes de fatigue étaient représentatives dans un contexte d'essais en flexion rotative car la direction de sollicitation la plus critique est la direction axiale ; direction où les écarts de profils de contraintes résiduelles sont faibles.

## 7.2 DUREE DE VIE DES EPROUVETTES 27MnCr5

L'objectif de cette section est de présenter les limites d'endurance des surfaces obtenues par tournage dur et par tournage dur suivi de toilage. Les essais sont réalisés sur une machine de flexion rotative (Walter+Bai® UBM 200) illustrée en Figure 252 (a). Le schéma cinématique du montage et le diagramme du moment fléchissant  $Mf_z$  sont illustrés en Figure 252 (b). Le montage de fatigue est réalisé pour que le moment fléchissant  $Mf_z$  soit constant dans toute l'éprouvette, ce qui permet d'obtenir une contrainte de sollicitation  $\sigma_a$  maximale dans la section la plus faible de l'éprouvette.

La sollicitation  $\sigma_a$  maximale est calculée grâce à (Eq 7-2) :

$$\sigma_a = \frac{Mf_z}{I_{gz}/\nu} = \frac{32 Pl}{\pi d^3} \quad (Eq 7-2)$$

Avec  $I_{gz}$  le moment quadratique de la section en  $\text{mm}^4$ ,  $\nu$  la distance à la fibre neutre, et  $d$  le diamètre de la partie utile de l'éprouvette.

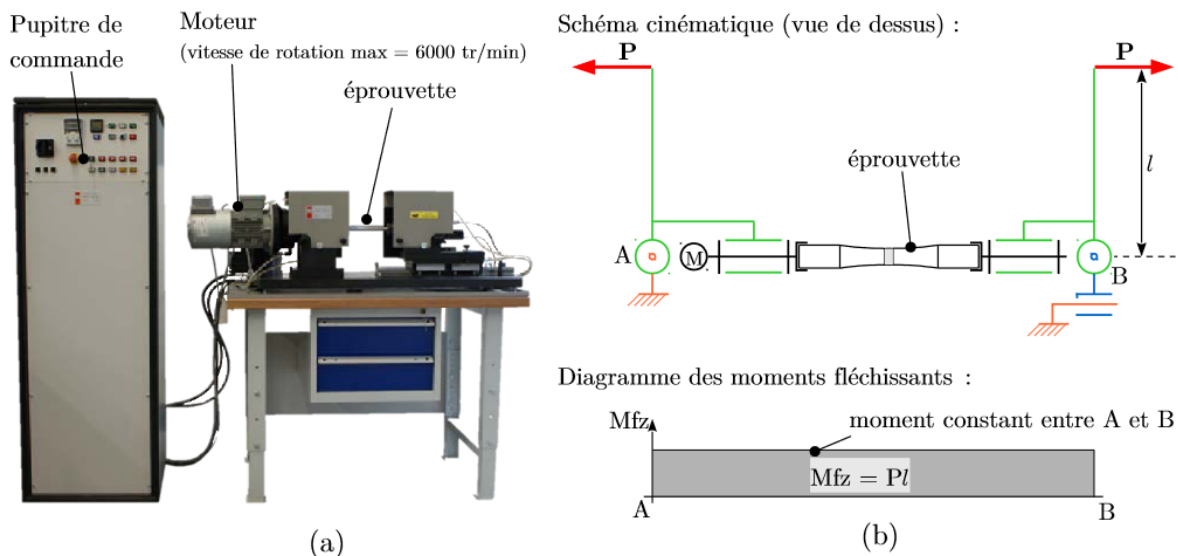


Figure 252. (a) Machine de flexion rotative Walter+Bai® UBM 200. (b) Schéma cinématique simplifié de la machine. D'après (Chomienne, 2015; Chomienne et al., 2022)

La même méthodologie utilisée par (Chomienne, 2015) est utilisée pour cette étude. Premièrement, la méthode Locati a été utilisée pour obtenir une approximation de la limite d'endurance des éprouvettes. Ensuite, en prenant la valeur obtenue par le test Locati comme référence, la méthode Staircase est exécutée pour déterminer la limite d'endurance à  $2.10^6$  cycles avec 50 % de probabilité de rupture.

### 7.2.1 Essais Locati

La méthode Locati permet de faire une estimation rapide de la limite d'endurance avec une seule éprouvette. Elle est basée sur l'hypothèse des dommages cumulés de Miner (Miner, 1945). Cette hypothèse considère que le dommage causé par une succession d'événements est la somme des dommages causés par chacun des événements. Le dommage total s'exprime selon (Eq 7-3)

$$D = \sum_{i=1}^p \frac{n_i}{N_i} \quad (Eq\ 7-3)$$

Tel que  $N_i$  est le nombre de cycles à rupture pour le niveau de contrainte  $\sigma_i$  considéré,  $n_i$  le nombre de cycles effectués à ce niveau de contraintes, et  $p$  le nombre de niveaux de contraintes.

De ce principe, en soumettant une éprouvette à des paliers successifs de niveaux croissants de contrainte, il est possible de calculer le dommage cumulé par l'éprouvette en se basant sur trois courbes de Wöhler connues ou supposées. La Figure 253 permet de visualiser la procédure à suivre pour obtenir une estimation de la limite de fatigue à partir d'un essai réalisé sur une éprouvette sollicitée suivant des paliers de contraintes croissants.

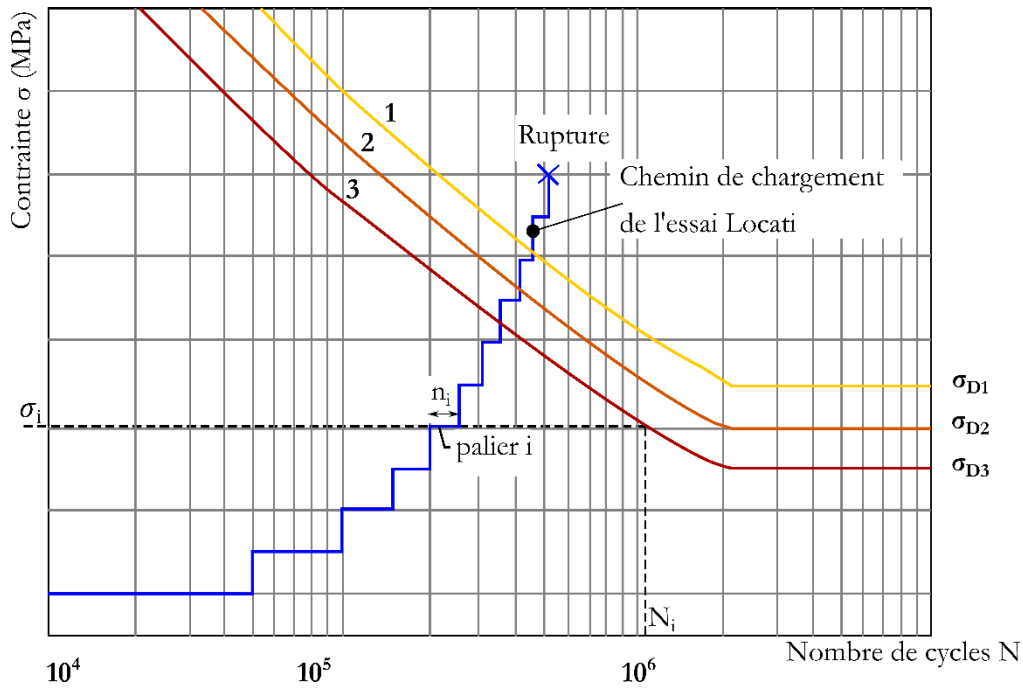


Figure 253. Procédure d'essai Locati superposé aux courbes de Wöhler de référence

À partir de la Figure 253 et de l'équation (Eq 7-3), il est possible de calculer le dommage total, cumulé pour l'éprouvette en rapport avec chacune des trois courbes de Wöhler.

Connaissant la valeur de la limite de fatigue pour ces trois courbes de Wöhler, il est possible de se placer dans un repère contrainte dommage cumulé illustré en Figure 254. Les dommages cumulés sont calculés pour les trois courbes en fonction de leurs limites de fatigue, ensuite ces trois points sont reliés à l'aide d'un polynôme. Finalement, la limite de fatigue de l'éprouvette testée s'obtient avec la Figure 254 en relevant la contrainte pour laquelle le dommage est égal à 1.

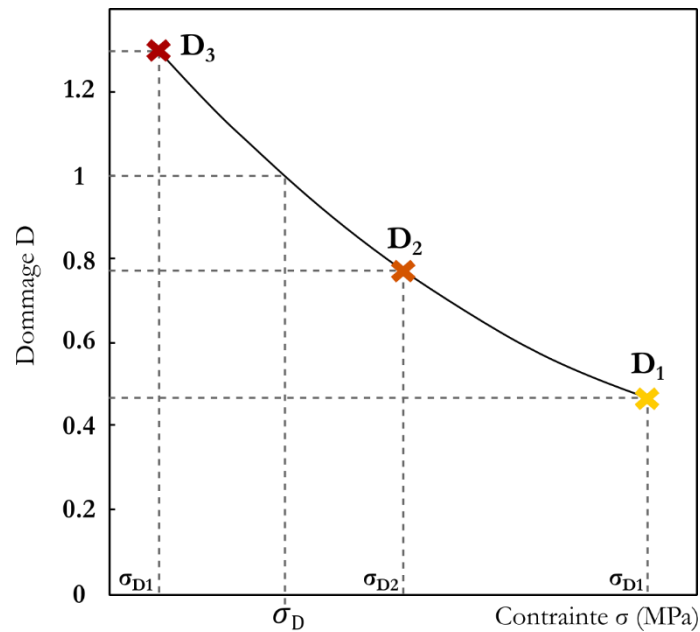


Figure 254. Déduction de la limite d'endurance de la courbe contrainte – dommage cumulé

Cette méthode présente l'inconvénient de ne pas fournir d'informations sur l'écart-type de la limite de fatigue. Cependant, la valeur obtenue peut être utilisée comme point de départ pour déterminer la limite d'endurance du matériau par la méthode Staircase présentée dans la partie suivante, et permet donc de réduire le nombre d'éprouvettes nécessaires.

### 7.2.2 Essais Staircase

La méthode Staircase, développée par (Dixon and Mood, 1948), permet d'obtenir une estimation de la limite d'endurance et de son écart type avec un faible nombre d'essais. Cette méthode consiste à tester des éprouvettes identiques à des niveaux de contraintes espacés d'une valeur voisine de l'écart type idéalement. Le premier niveau de contrainte est programmé à la valeur obtenue par l'essai Locati. En fonction du résultat de l'essai de fatigue, le niveau de contraintes est augmenté ou diminué :

- L'éprouvette rompt avant le nombre de cycles donné  $N_F$  (correspondant à la limite d'endurance recherchée), l'éprouvette suivante est testée au niveau de contrainte directement inférieur.
- L'éprouvette testée ne rompt pas, l'éprouvette suivante est testée au niveau supérieur.

A la fin des essais, il est nécessaire de déterminer le type d'évènement (rupture ou non rupture) qui s'est produit le moins fréquemment. Les niveaux d'essais sont ensuite numérotés en attribuant la valeur 0 au niveau le plus faible pour lequel l'évènement s'est produite au moins une fois. Le nombre  $n_i$  d'éprouvettes rompues ou non rompues est relevé pour chaque niveau  $i$  de contrainte. Un exemple de cette méthode est présenté en Figure 255.

Contrainte $\sigma$ (MPa)	Nombre d'échantillons													Nombre d'éprouvettes rompues	Nombre d'éprouvettes non rompues	i	ni	i.ni	i <sup>2</sup> .ni		
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13								
760				x		x		x					x	2	0						
730	x		o		o		o		x		o		o	3	3	2	2	4	8		
700		o									o			0	3	1	3	3	3		
														<b>5</b>	<b>6</b>						
																		<b>N</b>	<b>A</b>	<b>B</b>	<b>s</b>
																		6	7	11	20

○ Epreuve non rompue  
 × Epreuve rompue

Figure 255.. Exemple de la méthode Staircase

L'équation (Eq 7-4) permet de calculer la limite d'endurance  $\sigma_D(N_F)$  :

$$\sigma_D(N_F) = S_0 + d \left( \frac{A}{N} \pm \frac{1}{2} \right) \quad (\text{Eq 7-4})$$

Si l'événement le moins fréquent est la rupture, alors le signe est « + », tandis que si l'évènement est la non rupture, alors le signe est « - ».

L'estimation de l'écart type est calculée par l'équation (Eq 7-5) :

$$s = 1.62d \left( \frac{N B - A^2}{N^2} + 0.029 \right) \quad (\text{Eq 7-5})$$

L'estimation de l'écart type n'est valable que si  $0.5 < \frac{d}{s} < 2$  et que  $\frac{N B - A^2}{N^2} > 0.3$  selon (Rabbe, Lieurade and Galtier, 2000), avec :

- $S_0$ , le niveau de contrainte le plus faible utilisé avec l'évènement le moins fréquent ;
- $d$ , l'espacement des niveaux de contraintes ;
- $N = \sum_{i=0}^p n_i$ , la somme du nombre d'éprouvettes rompues ou non-rompues pour chaque niveau ;
- $A = \sum_{i=0}^p i n_i$ , la somme du produit du nombre d'éprouvettes rompues ou non-rompues par la valeur  $i$  du niveau ;
- $B = \sum_{i=0}^p i^2 n_i$ , la somme du produit du nombre d'éprouvettes rompues ou non-rompues par le carré de la valeur  $i$  du niveau.

La valeur obtenue correspond à la limite d'endurance  $\sigma_D(N_F)$  pour un nombre de cycle à la rupture  $N_F$  avec une probabilité de rupture à 50 %.

### 7.2.1 Résultats des essais de fatigue :

Premièrement, l'éprouvette de fatigue issue du tournage dur a été soumise à l'essai Locati. Le résultat du test est illustré en Figure 256. L'éprouvette a rompue au bout de 10.000 cycles pour une contrainte appliquée de 1000 MPa.

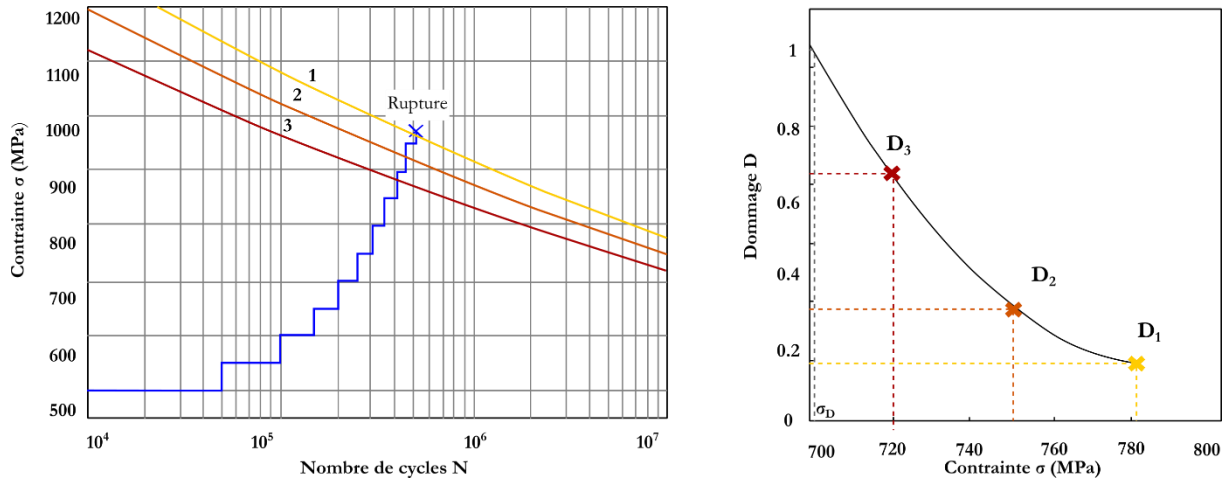


Figure 256. Essai Locati et la courbe contrainte - dommage cumulé pour les éprouvettes de tournage dur

La limite d'endurance estimée par la méthode Locati est donc de 700 MPa. Ensuite la méthode Staircase a été appliquée en partant de 700 MPa avec des intervalles de  $\pm 30$  MPa en fonction des résultats de chaque test. Les résultats complets sont présentés en Figure 257.

Tournage dur		Limite d'endurance (MPa)				697														
Contrainte (MPa)	Nombre d'échantillons											Nombre d'éprouvettes rompues	Nombre d'éprouvettes non rompues	i	ni	i.ni	i <sup>2</sup> .ni			
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11									
730						x					x	2	0	1	2	2	2			
700	x		x		o		x		o		o	3	3	0	3	0	0			
670		o		o				o				0	3							
													5	6						
																	N	A	B	s
																	5	2	2	N/A

Figure 257. Méthode Staircase pour les éprouvettes de tournage dur

Les résultats montrent que les éprouvettes de tournage dur ont une limite d'endurance de 697 MPa. L'écart-type des résultats n'a pas pu être calculé, car la valeur de  $\frac{NB-A^2}{N^2}$  est inférieure à 0,3.

Dans le cas du toilage, l'essai Locati appliqué à l'éprouvette est présenté en Figure 258. L'échantillon a rompu sous une contrainte de 1050 MPa au bout de 40.000 cycles.

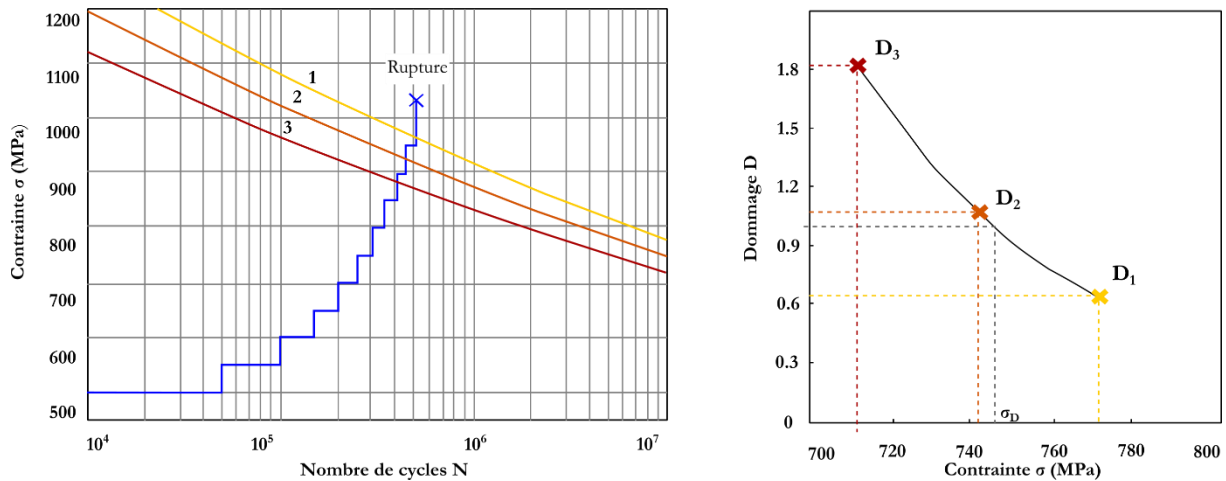


Figure 258. Essai Locati et la courbe contrainte - dommage cumulé pour les éprouvettes de toilage



La limite d'endurance estimée est de 750 MPa. La méthode Staircase a été appliquée. Ces résultats sont résumés en Figure 259. Des paliers de  $\pm 25$  MPa ont été considérés entre les différents niveaux de contraintes.

Toilage											Limite d'endurance (MPa) 743					
Contrainte (MPa)	Nombre d'échantillons										Nombre d'éprouvettes rompues	Nombre d'éprouvettes non rompues	i	ni	i.ni	i <sup>2</sup> .ni
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10						
775		x								x	2	0				
750	o		x		x				o	x	3	2	2	2	4	8
725				o		x		o			1	2	1	2	2	2
700							o				0	1	0	1	0	0
											6	5				
													N	A	B	s
													5	6	10	24

Figure 259. Méthode Staircase pour les éprouvettes de toilage

Le résultat des essais montre que la limite d'endurance des éprouvettes toilées est de 743 MPa. L'écart type dans ce cas-là a pu être calculé : 24 MPa.

On peut observer que le toilage a permis d'améliorer de 6% la limite d'endurance. Cet écart reste faible au regard de la dispersion des résultats. Cette observation aurait besoin d'être consolidée par des essais complémentaires.

### 7.3 CONCLUSIONS

Les travaux réalisés durant ce chapitre ont permis d'observer l'effet du procédé de tournage dur et de toilage sur la fatigue en flexion rotative.

Une méthodologie d'usinage et de finition a été mise en place. Celle-ci permet d'obtenir des éprouvettes dont les caractéristiques d'intégrité de surface (rugosité et contraintes résiduelles) sont proches de l'échantillon de référence (une barre Ø 43 mm).

Les essais de fatigue permettent de conclure que le toilage semble améliorer légèrement le comportement en fatigue des éprouvettes.

Le Tableau 32 résume l'ensemble des caractérisations de la rugosité et des contraintes résiduelles pour les éprouvettes de fatigue, ainsi que les résultats des essais Staircase.

Tableau 32. Caractérisation de l'intégrité de surface des éprouvettes de fatigue et les résultats des essais Staircase

	Nombre d'éprouvettes	$R_a$ moyen ( $\mu\text{m}$ )	$\sigma_{axiale}$ moyenne (MPa)	Endurance $\sigma_D$ à $2.10^6$ cycles (MPa)	Ecart-type s (MPa)
Tournage dur	11	$0.42 \pm 0.04$	$-350 \pm 32$	697	—
Toilage	11	$0.15 \pm 0.02$	$-700 \pm 44$	743	24

La Figure 260 présente la carte d'intégrité de surface des éprouvettes de fatigue (toilage et tournage dur).

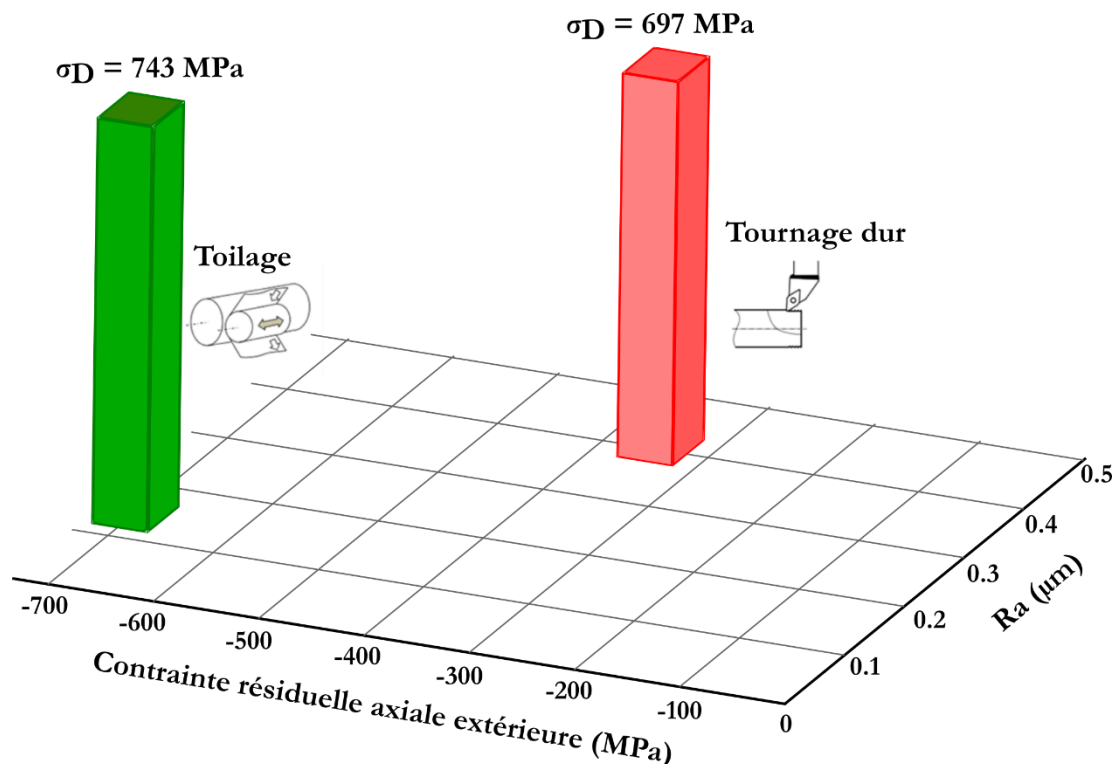


Figure 260. Carte d'intégrité de surface des éprouvettes de fatigue

Il est observable qu'une meilleure intégrité de surface (rugosité plus faible et contraintes résiduelles de surface en compression) améliore la limite d'endurance. Ces deux effets ont contribué à l'amélioration, mais l'étude réalisée ne permet pas de quantifier la contribution de chaque paramètre.

# CONCLUSIONS ET PERSPECTIVES

## Conclusion générale

Après la présentation du contexte industriel de ce mémoire au sein du projet européen FATECO, le mémoire débute par un état de l'art sur le procédé de toilage.

Les études bibliographiques sur le procédé de toilage ont traité principalement du volet expérimental, plus précisément de l'effet des paramètres du procédé sur l'intégrité de surface.

Ces études expérimentales ont montré que la topographie de surface produite dépend principalement de la taille des grains abrasifs. Cette topographie de surface est aussi affectée par les paramètres du procédé tel que la force de toilage, suivi par la lubrification et la dureté du galet et la vitesse d'avance de la toile. Des études ont montré que le toilage introduit des contraintes résiduelles de compression sur une profondeur de 10  $\mu\text{m}$ .

Concernant le volet numérique, les études traitant de la simulation de la topographie de surface utilisent des modèles cinématiques. Ces modèles sont les plus adaptés pour ce type d'études. Les travaux relevés dans la bibliographie simulent principalement le procédé de rodage ou de la rectification par toile. Ils utilisent en majorité des outils abrasifs reconstruit numériquement à partir des paramètres de topographie de l'outil mesuré. Ils considèrent un enlèvement de matière booléen, en s'appuyant sur une indentation de l'outil déterminée expérimentalement ou par un modèle de copeaux non coupés (uncut chip thickness). Ces études se sont principalement intéressées à la simulation de l'allure de la surface finale. Ils se sont aussi penchés sur la simulation d'un nombre limité de paramètres de rugosité génériques ( $R_a$  ou  $R_z$ ). Ils ne se sont pas intéressés à plus de paramètres de rugosités pouvant définir la topographie de surface.

Les travaux de thèse présentés se sont intéressés à l'étude expérimentale et à la simulation de la topographie de surface générée par le procédé de toilage à l'échelle mésoscopique. Le mémoire présente une étude expérimentale sur le procédé de toilage permettant de comprendre les paramètres les plus influents. Ensuite, le mémoire s'est focalisé sur le développement de plusieurs modèles de simulation de la topographie de surface générée par le procédé de toilage.

Premièrement, l'analyse expérimentale de l'effet des paramètres de toilage sur la topographie de surface a été présentée. Cette analyse a permis d'identifier les paramètres les plus influents dans le cadre des échantillons du projet FATECO. Il apparaît que la granulométrie (taille des grains abrasifs) est le paramètre le plus influent pour la topographie de surface. Ainsi, une topographie de surface optimale est atteinte avec des toiles de taille 20 – 30  $\mu\text{m}$ . Il a été observé qu'une granulométrie de 9  $\mu\text{m}$  n'était pas capable d'atteindre un régime stabilisé dans le contexte d'une production de grande série avec des temps de cycles contraints. La force de toilage est également un facteur qui affecte la rugosité. Une force plus élevée permet d'augmenter le nombre de particules en contact, améliorant ainsi la rugosité. D'autre part, dans les conditions étudiées, la dureté et la lubrification des galets n'ont qu'un effet très limité sur la topographie de surface générée.

Le mémoire a traité de façon opportuniste les conséquences du toilage sur les contraintes résiduelles. Cette étude a confirmé la capacité du toilage à induire des couches compressives d'une profondeur affectée  $\sim 20$   $\mu\text{m}$  (quelle que soit la taille des grains). Il a été démontré que les petites particules (20  $\mu\text{m}$  et 30  $\mu\text{m}$ ) produisent les meilleures contraintes résiduelles, en particulier le long de la direction circonférentielle.

En second lieu, plusieurs modèles de simulation de la topographie de surface en toilage et des rugosités associées ont été présentés. Ces modèles s'inspirent des concepts présentés en bibliographie tout en prenant en considération les spécificités du procédé de toilage (galet élastique souple, régénération continue des grains), et les conclusions des études expérimentales. Le modèle présenté s'appuie sur une description cinématique du procédé de toilage. Il repose ainsi sur les paramètres d'entrée du procédé de toilage et sur une topographie de toile numérique mesurée.

Sachant que l'étude expérimentale a permis de dégager que la granulométrie des toiles est le paramètre principal vis-à-vis de la rugosité générée, une attention particulière a été apportée à la mesure des toiles abrasives. La méthode de mesure des toiles abrasives a été testée et validée pour s'assurer que la toile numérique ressemble à la réalité d'une toile abrasive. Cette méthode a permis de créer une base de données de topographies de toiles pour différentes granulométries. Cette base de donnée sert d'entrée pour simuler la topographie de surface produite pendant le processus de toilage.

Le premier modèle fait l'hypothèse d'un contact rigide entre une toile et une pièce. Il a été observé que la rugosité de la surface simulée est beaucoup plus grande que celle de la surface expérimentale. Le faible nombre de grains en contact est la principale cause de cet écart. L'hypothèse du contact rigide est rapidement levée pour la deuxième version du modèle qui tient compte de l'élasticité du galet élastomère et de la toile ce qui permet à différents grains de s'aligner à la même hauteur. Deux méthodes numériques d'alignement de grains et leur comparaison ont été présentées : une méthode plus complexe et lente et plus physique, puis deux méthodes plus simples et rapides, mais moins physiques.

Dans ces différents modèles il a été nécessaire de mettre en place une méthode d'identification des sommets de grains afin de pouvoir intégrer la flexibilité de la toile, et in fine pouvoir aligner les grains. 3 méthodes ont été proposées : la méthode par détection de motifs, puis 2 méthodes par filtres morphologiques (filtre de dilatation et filtre de fermeture).

Une comparaison entre les filtres a permis de conclure que, dans le contexte de notre étude, le filtre morphologique par dilatation est plus adapté en raison d'une déformation moindre des grains. En se basant sur le filtre de dilatation, une méthode de calcul du rayon de filtre optimal est proposée.

Dans le modèle 3D, la méthode de prise en compte de la flexibilité des toiles (filtre par dilatation) conduit à estimer des topographies bien plus réalistes que le premier modèle (hypothèse de rigidité des contacts), mais les valeurs des paramètres de rugosité sont plus faibles que les valeurs expérimentales. De plus, le temps de calcul est de 12 heures.

Une étude de sensibilité a été effectuée pour identifier les points faibles du modèle ainsi que les axes d'amélioration. Ayant identifié un temps de calcul long pour les simulations, la première étude a porté sur l'effet des paramètres d'oscillation sur la rugosité générée. Cette étude montre que des fréquences d'oscillation plus basses impliquent des valeurs de rugosité plus élevées. Par conséquent, les simulations du toilage dans des conditions d'oscillation expérimentales ( $f_{osc} = 12$  Hz et  $A_{osc} = 1$  mm) donnent des résultats légèrement inférieurs aux simulations sans oscillation ( $f_{osc} = 0$  Hz et  $A_{osc} = 0$  mm). Ensuite, l'effet de l'indentation a été étudié. Pour cela, des simulations avec indentation imposée (indentation expérimentale) ont été comparés à des simulations avec une indentation numérique (indentation calculée par le module indentation). Cette étude montre que les rugosités obtenues avec l'indentation expérimentale sont plus basses que celles obtenues par une indentation numérique. Ainsi, l'amélioration de la précision des simulations passe par une meilleure compréhension de l'alignement des grains et de l'indentation.

Pour la suite de l'étude, l'étude s'est focalisé sur l'amélioration du temps de calcul au détriment de l'amélioration du module indentation. Cette réduction de temps de calcul permet d'étudier la sensibilité du modèle par rapport à plus de paramètres.

Les résultats des effets de l'oscillation, associés au temps de calcul des modèles 3D, ont conduit au développement de nouveaux modèles 2D. Ce dernier repose sur les mêmes bases que les modèles 3D en éliminant les mouvements oscillatoires.

Ensuite, le modèle 2D a été présenté et expliqué. Les résultats des simulations ont ensuite été présentés. Le modèle présenté permet d'abord de réduire considérablement le temps de calcul de 12 heures à 3 minutes. Une comparaison des résultats du modèle 2D à celles du modèle 3D (pour des conditions cinématiques similaires) a permis de conclure que les deux modèles sont équivalents (présentent des résultats similaires). Les premiers résultats du modèle 2D indiquent que le modèle sous-estime la rugosité générée.

L'étude de l'influence des paramètres de toilage a été discutée. Tout d'abord, l'effet de la taille des grains a été observé. Les résultats du modèle semblent montrer une bonne tendance, mais semblent sous-estimer les

valeurs. Par conséquent, on peut observer qu'une augmentation de la taille des grains signifie une augmentation de la rugosité. Les résultats montrent aussi que l'augmentation de la force permet de réduire la rugosité. Cette tendance s'explique par l'augmentation de la largeur de contact à des forces plus élevées, permettant des surfaces avec plus de grains actifs et donc une ligne de crête plus fine. Par contre, il semble que le modèle a tendance à décuplé la sensibilité par rapport aux observations expérimentales. De même, nous avons observé que l'augmentation du module d'élasticité des galets diminuait la largeur de contact. De ce fait, il induit alors une plus grande rugosité. Ces résultats sont en contradiction avec les observations expérimentales (le toilage n'était pas sensible à la dureté du galet).

Une étude de sensibilité a été réalisée sur les données d'entrée du modèle. En analysant les résultats de cette étude de sensibilité, Il apparaît que le modèle présenté est légèrement sensible à la toile numérique utilisée. Par contre, les dispersions d'une toile à l'autre est plus faible que les tendances observées durant l'étude. La sensibilité à l'indentation a été étudiée, cette dernière dépend principalement de la limite élastique. Ainsi, une augmentation de cette limite élastique implique une augmentation de la rugosité, ceci est expliqué par des indentation plus élevées.

Pour conclure, le modèle présenté repose sur deux point principaux :

- Mesure et traitement des toiles
- Module indentation.

Le dernier chapitre du manuscrit s'est intéressé à la tenue en fatigue en flexion rotative entre une pièce issue de tournage dure et une pièce issue de tournage dure + toilage. Cette première campagne a permis de conclure que le toilage permet d'améliorer la limite d'endurance en fatigue des éprouvettes tournées dure de 6 %.

## Perspectives

Le toilage est un procédé intéressant d'un point de vue de l'intégrité de surface générée et de la tenue en fatigue. Les recherches le concernant doivent suivre l'évolution du procédé. Ce travail de thèse est une contribution qui ouvre des voies pour une connaissance plus précise du procédé et sa modélisation (modélisation de la topographie de surface). Dans ce contexte, nous proposons des perspectives sur le volet expérimental et numérique.

### Etude expérimentale du procédé de toilage

Sur le plan expérimental, les perspectives suivantes sont à considérer :

- Une étude approfondie des mécanismes d'abrasion agissant lors du toilage selon les conditions. Cela en développant des études expérimentales de rayage équivalentes au modèle présenté. Il s'agit de venir faire rayer un ensemble (toile collée sur un support élastique) sur une pièce.
- Etudier les mécanismes d'abrasion, plus précisément la formation de copeau, le labourage et l'interaction entre les passes de rayage (pour comprendre l'endommagement cumulé) à travers des essais de rayage mono grain ou avec des indenteurs de forme simplifiée.
- Analyser et étudier l'usure des grains pendant le toilage.
- Une attention particulière doit être apportée à la mesure des toiles abrasives, et à l'analyse expérimentale de l'alignement des grains sous chargement.

### Simulation de la topographie générée par le procédé de toilage

Sur le plan numérique, plus précisément la simulation de la topographie générée par le procédé de toilage, nous proposons les perspectives suivantes :

- Concernant le modèle 3D, améliorer le temps de calcul en parallélisant le code. Ceci pourrait réduire le temps de calcul.
- Le modèle étant très sensible à la taille du rayon de filtre (rayon utilisé pour aligner les grains par filtre de dilatation), la valeur de la rugosité  $R_a$  est doublée en utilisant un rayon de filtre deux fois supérieurs. Ainsi, le modèle peut être amélioré en incorporant de nouveaux critères pour améliorer le calcul du rayon du filtre pour chaque taille de grain.
- Le module de contact utilisé dans notre modèle implique une surestimation de l'indentation numérique. Il est donc nécessaire d'œuvrer vers une modélisation de l'indentation plus réaliste. Cela passerait par l'utilisation de modèle de contact rugueux plus avancés tenant compte des conditions de contact et des paramètres physiques des deux matériaux en contact (à une échelle locale). Ce modèle de contact rugueux doit être capable de détecter et d'aligner les grains un à un en fonction de l'effort appliqué et des hauteurs initiales comme illustré en Figure 261.

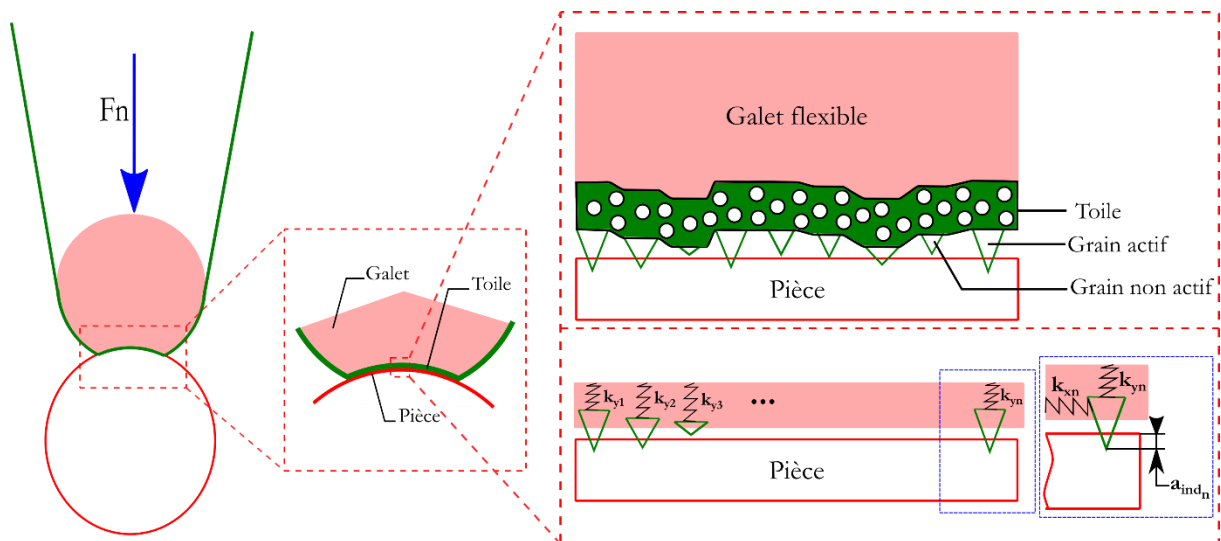


Figure 261. Schématisation d'un module d'indentation physique

- Un modèle de contact rugueux (type Greenwood Williamson) combiné à la méthode d'alignement de grains par détection de motifs permettrait de déplacer les grains à la même hauteur selon les conditions de contact. Ainsi, selon les conditions des contacts, aligner les grains à la même hauteur (grain par grain).
- Considérer un enlèvement de matière qui tient compte des conditions locales de contact. Ainsi, selon celles-ci considérer du micro-usinage, du labourage ou de la micro fatigue. Une étude expérimentale plus détaillée est nécessaire pour comprendre l'impact de chaque mécanisme d'abrasion au cours du procédé. Il sera ensuite possible de mettre en œuvre tous les mécanismes pour se rapprocher du fonctionnement réel du procédé.
- Finalement, prendre en compte l'usure des grains (rodage instantané), en arrondissant les sommets de grains. Pour cela, l'application d'un filtre de dilatation pourra être envisagée.



## RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES

- Abbott, E. J. and Firestone, F. A. (1933) 'Specifying surface quality', *Mechanical Engineering*.
- Abebe, M. and Appl, F. C. (1988) 'Theoretical analysis of the basic mechanics of abrasive processes. Part I: General model', *Wear*, 126(3), pp. 251–266. doi: 10.1016/0043-1648(88)90169-X.
- American Society for Testing and Materials (2015) 'ASTM D2240-15 Standard Test Methods for Rubber Property-Durometer Hardness', *Annual Book of ASTM Standards*, pp. 1–13. doi: 10.1520/D2240-15.2.
- Archard, J. F. (1957) 'Elastic deformation and the laws of friction', *Proceedings of the Royal Society of London. Series A. Mathematical and Physical Sciences*, 243(1233), pp. 190–205. doi: 10.1098/rspa.1957.0214.
- Bartarya, G. and Choudhury, S. K. (2012) 'State of the art in hard turning', *International Journal of Machine Tools and Manufacture*. Elsevier, 53(1), pp. 1–14. doi: 10.1016/j.ijmachtools.2011.08.019.
- Bigerelle, M. *et al.* (2009) 'Roughness characteristic length scales of belt finished surface', *Journal of Materials Processing Technology*, 209(20), pp. 6103–6116. doi: 10.1016/j.jmatprotec.2009.04.013.
- Blateyron, F. (2006) 'New 3D parameters and filtration techniques for surface metrology', *Quality Magazine*, (January 2006), pp. 1–7.
- Blateyron, F. (2013) *The areal feature parameters, Characterisation of Areal Surface Texture*. doi: 10.1007/978-3-642-36458-7.
- Brinksmeier, E. *et al.* (2006) 'Advances in modeling and simulation of grinding processes', *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 55(2), pp. 667–696. doi: 10.1016/j.cirp.2006.10.003.
- Cabanettes, F. *et al.* (2020) 'Towards the prediction of surface roughness induced by the belt finishing process: Influence of the workmaterial on the roughness reduction rate', *Procedia CIRP*. Elsevier B.V., 87, pp. 210–215. doi: 10.1016/j.procir.2020.02.108.
- Chen, X. *et al.* (1996) 'Analysis and simulation of the grinding process. Part III: Comparison with experiment', *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 36(8), pp. 897–906. doi: 10.1016/0890-6955(96)00118-6.
- Chen, X. *et al.* (1998) 'Analysis and simulation of the grinding process. Part IV: Effects of wheel wear', *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 38(1–2), pp. 41–49. doi: 10.1016/S0890-6955(97)00041-2.
- Chen, X. and Rowe, W. B. (1996) 'Analysis and simulation of the grinding process. Part II: Mechanics of grinding', *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 36(8), pp. 883–896. doi: 10.1016/0890-6955(96)00117-4.
- Chiu, N. and Malkin, S. (1993) 'Computer Simulation for Cylindrical Plunge Grinding', *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 42(1), pp. 383–387. doi: 10.1016/S0007-8506(07)62467-6.
- Chomienne, V. (2015) 'Etude de l' influence de l' intégrité de surface en tournage de l' acier 15-5PH sur la tenue en fatigue en flexion rotative'.
- Chomienne, V. *et al.* (2016) 'Influence of ball burnishing on residual stress profile of a 15-5PH stainless steel', *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology*. doi: 10.1016/j.cirpj.2015.12.003.
- Chomienne, V. *et al.* (2022) 'Development of a surface engineering strategy to quantify the sensitivity of surface integrity features in fatigue performance', *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture*. doi: 10.1177/09544054221109110.



- Cooper, W. L. and Lavine, A. S. (2001) 'Grinding Process Size Effect and', 122(February 2000), pp. 59–69.
- Dixon, W. J. and Mood, A. M. (1948) 'A Method for Obtaining and Analyzing Sensitivity Data', *Journal of the American Statistical Association*, 43(241), pp. 109–126. doi: 10.1080/01621459.1948.10483254.
- Euzenat, C. *et al.* (2019) 'Modélisation implicite du procédé d'abrasion To cite this version : HAL Id : hal-02292469 Modélisation implicite du procédé d'abrasion'.
- Euzenat, C. (2020) 'Contributions à la simulation de l'enlèvement de matière par abrasion Thèse de doctorat Table des matières'.
- Fawcett, S. C. and Dow, T. A. (1992) 'Influence of wheel speed on surface finish and chip geometry in precision contour grinding', *Precision Engineering*, 14(3), pp. 160–167. doi: 10.1016/0141-6359(92)90005-H.
- Ghaednia, H. *et al.* (2017) 'A Review of Elastic-Plastic Contact Mechanics', *Applied Mechanics Reviews*, 69(6). doi: 10.1115/1.4038187.
- Goeldel, B. (2013) *Etude et mise en œuvre d'un moyen flexible pour le rodage de carter cylindre de moteur à combustion interne, Thèse.*
- Goeldel, B., El Mansori, M. and Dumur, D. (2012) 'Macroscopic simulation of the liner honing process', *CIRP Annals - Manufacturing Technology*. CIRP, 61(1), pp. 319–322. doi: 10.1016/j.cirp.2012.03.044.
- Goeldel, B., El Mansori, M. and Dumur, D. (2013a) 'Simulation of roughness and surface texture evolution at macroscopic scale during cylinder honing process', *Procedia CIRP*, 8(July 2015), pp. 27–32. doi: 10.1016/j.procir.2013.06.060.
- Goeldel, B., El Mansori, M. and Dumur, D. (2013b) 'Simulation of roughness and surface texture evolution at macroscopic scale during cylinder honing process', *Procedia CIRP*. Elsevier B.V., 8, pp. 27–32. doi: 10.1016/j.procir.2013.06.060.
- Gong, Y. D., Wang, B. and Wang, W. S. (2002) 'The simulation of grinding wheels and ground surface roughness based on virtual reality technology', *Journal of Materials Processing Technology*, 129(1–3), pp. 123–126. doi: 10.1016/S0924-0136(02)00589-7.
- Griffiths, Brian (2001) 'Manufacturing Surface Technology. Surface Integrity & Functional Performance', *Penton Press*. doi: 10.1017/CBO9781107415324.004.
- Griffiths, B (2001) 'Manufacturing Surface Technology - Surface Integrity and Functional Performance', *Penton Press*.
- Grzesik, W. *et al.* (2008) 'Surface integrity on hardened steel parts produced by hybrid machining sequences', *Manufacturing Engineering*, 31(2), pp. 654–661.
- Grzesik, W., Rech, J. and Żak, K. (2015) 'Characterization of surface textures generated on hardened steel parts in high-precision machining operations', *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 78(9–12), pp. 2049–2056. doi: 10.1007/s00170-015-6800-4.
- Grzesik, W. and Zak, K. (2012) 'Modification of surface finish produced by hard turning using superfinishing and burnishing operations', *Journal of Materials Processing Technology*, 212(1), pp. 315–322. doi: 10.1016/j.jmatprotec.2011.09.017.
- Han, S. *et al.* (2022) 'Residual stress profiles induced by machining of two types of 27MnCr5 hardened steels', *Procedia CIRP*, 108(C), pp. 282–286. doi: 10.1016/j.procir.2022.03.048.
- Hashimoto, F. *et al.* (2016) 'Abrasive fine-finishing technology', *CIRP Annals - Manufacturing Technology*. CIRP, 65(2), pp. 597–620. doi: 10.1016/j.cirp.2016.06.003.

- Hecker, R. L., Ramoneda, I. M. and Liang, S. Y. (2003) 'Analysis of wheel topography and grit force for grinding process modeling', *Transactions of the North American Manufacturing Research Institution of SME*, 31, pp. 281–288.
- Inasaki, I. (1996) 'Grinding Process Simulation Based on the Wheel Topography Measurement', *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 45(1), pp. 347–350. doi: 10.1016/S0007-8506(07)63077-7.
- Jawahir, I. S. *et al.* (2011) 'Surface integrity in material removal processes: Recent advances', *CIRP Annals - Manufacturing Technology*. CIRP, 60(2), pp. 603–626. doi: 10.1016/j.cirp.2011.05.002.
- Jiang, X., Senin, N. and Scott, P. J. (2021) 'CIRP Annals - Manufacturing Technology Feature-based characterisation of surface topography and its application', 70. doi: 10.1016/j.cirp.2021.05.001.
- Joliet, R. and Kansteiner, M. (2013) 'A high resolution surface model for the simulation of honing processes', *Advanced Materials Research*, 769, pp. 69–76. doi: 10.4028/www.scientific.net/AMR.769.69.
- Joliet, R., Kansteiner, M. and Kersting, P. (2015) 'A process model for force-controlled honing simulations', *Procedia CIRP*, 28, pp. 46–51. doi: 10.1016/j.procir.2015.04.009.
- Kermouche, G. *et al.* (2010) 'On the residual stress field induced by a scratching round abrasive grain', *Wear*. Elsevier B.V., 269(1–2), pp. 86–92. doi: 10.1016/j.wear.2010.03.012.
- Kersting, P., Joliet, R. and Kansteiner, M. (2015) 'Modeling and simulative analysis of the micro-finishing process', *CIRP Annals - Manufacturing Technology*. CIRP, 64(1), pp. 321–324. doi: 10.1016/j.cirp.2015.04.014.
- Khellouki, A. (2007) *Caractérisation des mécanismes de coupe en superfinition par toilage et de l' intégrité de surface induite dans le cas des aciers traités*, Thèse.
- Khellouki, A., Rech, J. and Zahouani, H. (2007a) 'Influence of the belt-finishing process on the surface texture obtained by hard turning', 221, pp. 1129–1137. doi: 10.1243/09544054JEM776.
- Khellouki, A., Rech, J. and Zahouani, H. (2007b) 'The effect of abrasive grain 's wear and contact conditions on surface texture in belt finishing', 263, pp. 81–87. doi: 10.1016/j.wear.2006.11.037.
- Khellouki, A., Rech, J. and Zahouani, H. (2010) 'The effect of lubrication conditions on belt finishing', *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 50(10), pp. 917–921. doi: 10.1016/j.ijmachtools.2010.04.004.
- Khellouki, A., Rech, J. and Zahouani, H. (2013) 'Micro-scale investigation on belt finishing cutting mechanisms by scratch tests', *Wear*. Elsevier, 308(1–2), pp. 17–28. doi: 10.1016/j.wear.2013.09.016.
- Klocke, F., Dambon, O. and Behrens, B. (2011) 'Analysis of defect mechanisms in polishing of tool steels', *Production Engineering*, 5(5), pp. 475–483. doi: 10.1007/s11740-011-0301-6.
- König, W. and Steffens, K. (1982) 'A Numerical Method to Describe the Kinematics of Grinding', *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 31(1), pp. 201–204. doi: 10.1016/S0007-8506(07)63297-1.
- Koshy, P., Ives, L. K. and Jahanmir, S. (1999) 'Simulation of diamond-ground surfaces', *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 39(9), pp. 1451–1470. doi: 10.1016/S0890-6955(99)00002-4.
- Kumar, C. S. and Patel, S. K. (2018) 'Application of surface modification techniques during hard turning: Present work and future prospects', *International Journal of Refractory Metals and Hard Materials*. Elsevier, 76(June), pp. 112–127. doi: 10.1016/j.ijrmhm.2018.06.003.

- Leach, R. (2011) *Optical Measurement of Surface Topography*. 1st edn. Edited by R. Leach. Springer Berlin, Heidelberg. doi: <https://doi.org/10.1007/978-3-642-12012-1>.
- Liu, Y. *et al.* (2013) ‘Investigation of different grain shapes and dressing to predict surface roughness in grinding using kinematic simulations’, *Precision Engineering*, Elsevier Inc., 37(3), pp. 758–764. doi: 10.1016/j.precisioneng.2013.02.009.
- Lu, Q. *et al.* (2019) ‘Determination of Shape and Distribution of Abrasive Grains to Reduce Carbon Emissions of Honing Process’, *Journal of Manufacturing Science and Engineering, Transactions of the ASME*, 141(2). doi: 10.1115/1.4041481.
- Maite Pérez (2020) *FATECO ( GA : 847284 ) Improvement of the fatigue performance of automotive components through innovative ecofriendly finishing operations*.
- El Mansori, M. *et al.* (2007) ‘Toward physical description of form and finish performance in dry belt finishing process by a tribo-energetic approach’, *Journal of Materials Processing Technology*, 182(1–3), pp. 498–511. doi: 10.1016/j.jmatprotec.2006.09.009.
- Mark J. Jackson and J. Paulo Davim (2011) *Machining with abrasives*.
- Mezghani, S., El Mansori, M. and Sura, E. (2009) ‘Wear mechanism maps for the belt finishing of steel and cast iron’, *Wear*, 267(1–4), pp. 86–91. doi: 10.1016/j.wear.2008.12.113.
- Mezghani, S., Sura, E. and El Mansori, M. (2008) ‘The effect of belt finishing process variables on the topography of finished surfaces’, *Tribology Transactions*, 51(4), pp. 413–421. doi: 10.1080/10402000801911846.
- Miner, M. . (1945) ‘Cumulative Damage in Fatigue’, *Journal of Applied Mechanics, Transactions ASME*, 12, pp. 159–164.
- Nicholls, M. (2014) ‘What does the future hold for Mayo Clinic?’, *European heart journal*, 35(34), pp. 2264–2265. doi: 10.1093/eurheartj/ehu271.
- Rabbe, P., Lieurade, H.-P. and Galtier, A. (2000) ‘Essais de fatigue Partie II’, *Techniques de l'Ingénieur*, M4171(V1), pp. 1–21. doi: 10.1016/0036-9748(80)90223-9.
- Raphet, B. (2008) ‘États de surface - Caractérisation’, *Techniques de l'ingénieur*, 33(0).
- Rech, J. *et al.* (2008) ‘Characterization and modelling of the residual stresses induced by belt finishing on a AISI52100 hardened steel’, *Journal of Materials Processing Technology*, 208(1–3), pp. 187–195. doi: 10.1016/j.jmatprotec.2007.12.133.
- Rech, J. (2020) ‘Surface Integrity of parts produced by metal additive processes’, *Keynot in CSI 2020*.
- Rech, J., Hamdi, H. and Valette, S. (2008) ‘Workpiece Surface Integrity’, in *Machining: Fundamentals and Recent Advances*. London: Springer London, pp. 59–96. doi: 10.1007/978-1-84800-213-5\_3.
- Rech, J. and Moisan, A. (2003) ‘Surface integrity in finish hard turning of case-hardened steels’, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 43(5), pp. 543–550. doi: 10.1016/S0890-6955(02)00141-4.
- Reizer, R. and Pawlus, P. (2012) ‘Modelling of plateau honed cylinder surface topography’, *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture*, 226(9), pp. 1564–1578. doi: 10.1177/0954405412452238.
- Réti, T. (2004) ‘Residual stresses in carburised, carbonitrided and case-hardened components (Part 2)’, *Heat Treatment of Metals*, 31(1), pp. 4–10.
- Siebrecht, T. *et al.* (2014) ‘Grinding process simulation of free-formed WC-Co hard material

- coated surfaces on machining centers using poisson-disk sampled dixel representations', *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology*. CIRP, 7(2), pp. 168–175. doi: 10.1016/j.cirpj.2014.01.001.
- Smith, S. *et al.* (2007) 'Effect of surface integrity of hard turned AISI 52100 steel on fatigue performance', *Materials Science and Engineering A*, 459(1–2), pp. 337–346. doi: 10.1016/j.msea.2007.01.011.
- Stachowiak, G. W. and Batchelor, A. W. (2013) *Engineering Tribology: Fourth Edition, Engineering Tribology: Fourth Edition*. doi: 10.1016/C2011-0-07515-4.
- Sura, E. (2007) *Analyse tribo-énergétique du procédé de toilage des portées cylindriques en acier traité et en fonte à graphite sphéroïdal, Thèse*.
- Urville, C. *et al.* (2022) 'Honing process parameters influence on surface topographies', *Procedia CIRP*. Elsevier B.V., 108(C), pp. 448–453. doi: 10.1016/j.procir.2022.03.070.
- Wang, W. *et al.* (2018a) 'Effects of belt's adhesive wear on surface integrity in dry belt finishing', *Procedia CIRP*. Elsevier B.V., 71, pp. 31–34. doi: 10.1016/j.procir.2018.05.018.
- Wang, W. *et al.* (2018b) 'Investigating adhesion wear on belt and its effects on dry belt finishing', *Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering*. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 40(12), pp. 2119–2123. doi: 10.1007/s40430-018-1496-7.
- Wang, W. X., Li, J. Y. and Fan, W. G. (2018) 'A numerical approach to analyze ground surface texture based on abrasive belt topography', 120(September), pp. 193–195.
- Wang, Y. *et al.* (2017) 'A controllable material removal strategy considering force-geometry model of belt grinding processes', *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 93(1–4), pp. 241–251. doi: 10.1007/s00170-016-8860-5.
- Wang, Y. J. *et al.* (2016) 'Model of an abrasive belt grinding surface removal contour and its application', *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 82(9–12), pp. 2113–2122. doi: 10.1007/s00170-015-7484-5.
- Warnecke, G. and Zitt, U. (1998) 'Kinematic simulation for analyzing and predicting high-performance grinding processes', *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 47(1), pp. 265–270. doi: 10.1016/s0007-8506(07)62831-5.
- Wen, X. N. (2014) 'Modeling and predicting surface roughness for the grinding process', *Applied Mechanics and Materials*, 599–601, pp. 622–625. doi: 10.4028/www.scientific.net/AMM.599-601.622.
- Wolf, G. W. (1991) 'A FORTRAN subroutine for cartographic generalization', *Computers and Geosciences*. doi: 10.1016/0098-3004(91)90002-U.
- Zhao, C., Li, J. and Wang, W. (2020) 'Forming mechanisms based simulation and prediction of grinding surface roughness for abrasive belt rail grinding', *Procedia CIRP*. Elsevier B.V., 87, pp. 503–508. doi: 10.1016/j.procir.2020.02.077.
- Zou, L. *et al.* (2019) 'A numerical approach to predict the machined surface topography of abrasive belt flexible grinding', *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 104(5–8), pp. 2961–2970. doi: 10.1007/s00170-019-04032-2.



# ANNEXE A – DIFFERENCES ENTRE LE TOILAGE ET LA RECTIFICATION AVEC BANDE ABRASIVE

Le procédé de toilage (**belt finishing** en anglais) est totalement différent du procédé de rectification avec bande abrasive (**belt grinding** en anglais). C'est une **confusion très courante** dans la **littérature technique et scientifique**.

Ce dernier se base une technologie proche de la rectification à la meule. Ci-dessous, les principales différences entre les deux procédés (Figure 262) :

- Le toilage est animé par un mouvement d'oscillation axial inexistant dans le cas de la rectification avec bande abrasive.
- La toile utilisée pendant le toilage est non recyclable, tandis que la toile utilisée pour la rectification à la bande tourne en circuit fermé (plusieurs passages sur la pièce des mêmes zones de toile).
- La vitesse relative entre les grains abrasifs et la surface de la pièce est 10 fois supérieure en rectification à la bande qu'en toilage. Ainsi, l'énergie de frottement et de labourage est très supérieure en rectification à la bande qu'en toilage.
- Le galet est très rigide et mince dans le cas de la rectification à la bande, ce qui implique une zone de contact faible.

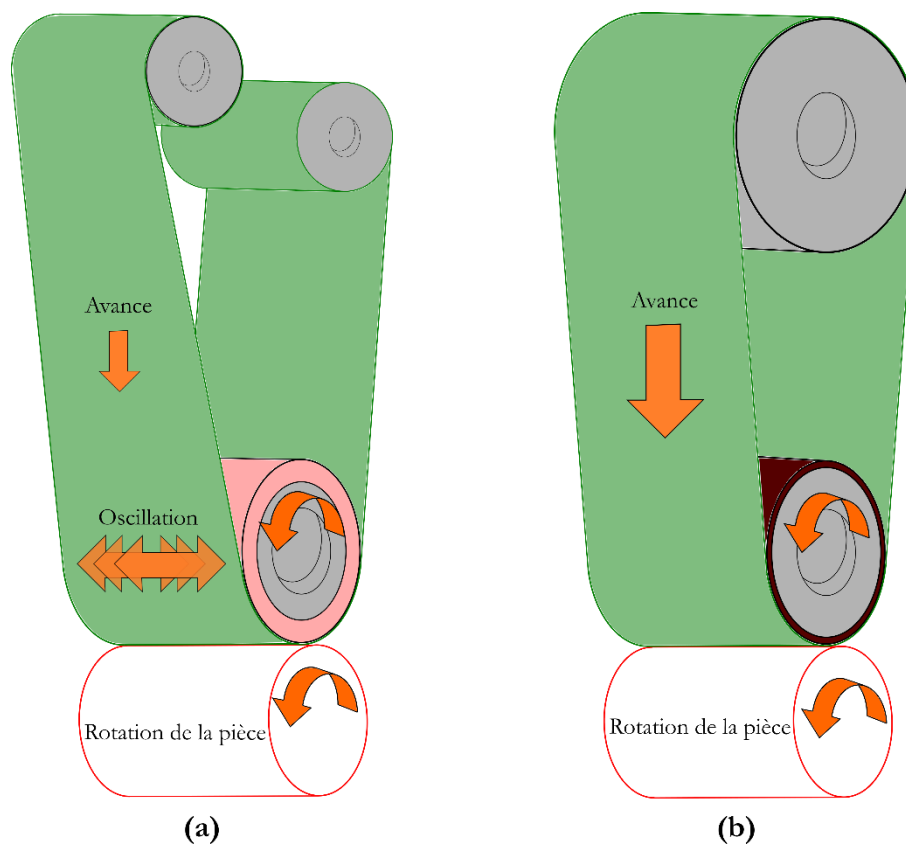


Figure 262. Schématisation de la différence entre: (a) le toilage et (b) la rectification à la bande abrasive

## ANNEXE B – EFFET DE L'ORIGINE DE LA TOILE

La méthodologie de mesure présentée dans la partie 4.2.1 est appliquée sur les différentes toiles abrasives étudiées. Il a été décidé de l'appliquer 5 fois au début et à la fin de chaque rouleau (Figure 263).

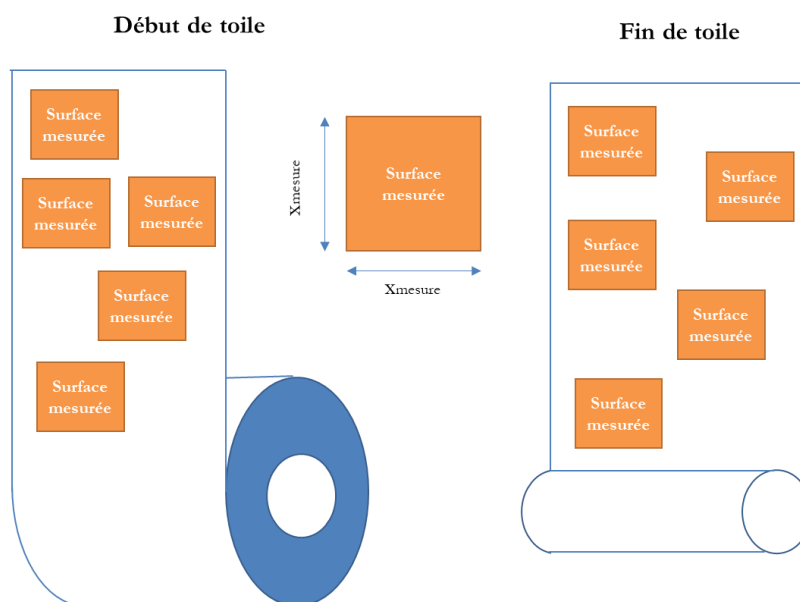


Figure 263. Schéma de la stratégie de mesure des topographies de toiles

L'étude de l'origine de la toile consiste à étudier l'effet du fournisseur de toile. Pour cela, deux toiles de grain  $80 \mu\text{m}$  ont été étudiées : une toile d'origine « Supfina » et une toile d'origine « 3M ». Les mesures de topographie ont eu lieu selon la méthodologie et la stratégie de mesure sur des surfaces de toile de  $2 \text{ mm} \times 2 \text{ mm}$ .

A noter la mesure de la toile schématisée à échelle réelle est illustrée en Figure 264.

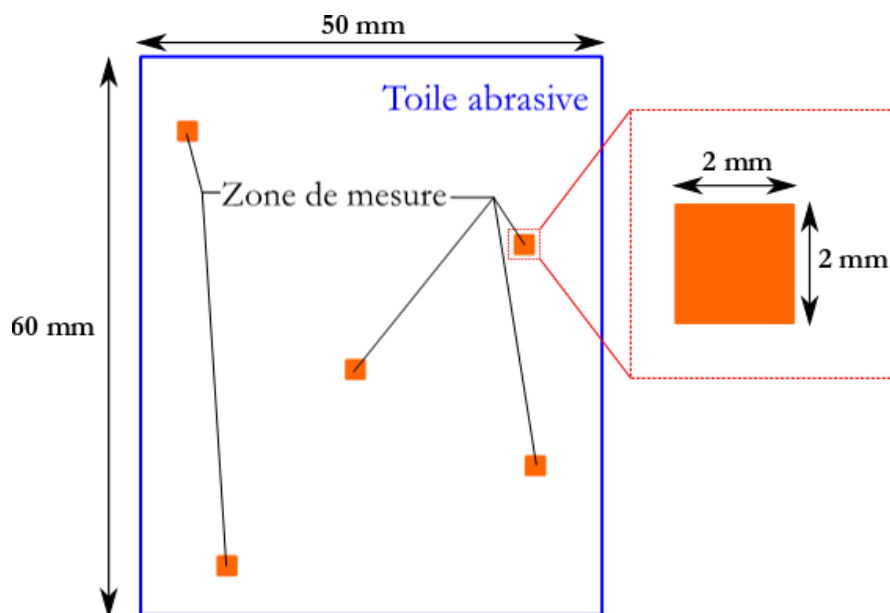


Figure 264. Schématisation de la mesure de toile à échelle réelle

La Figure 265 présente les hauteurs moyennes arithmétiques de surface  $S_a$  de chaque toile.

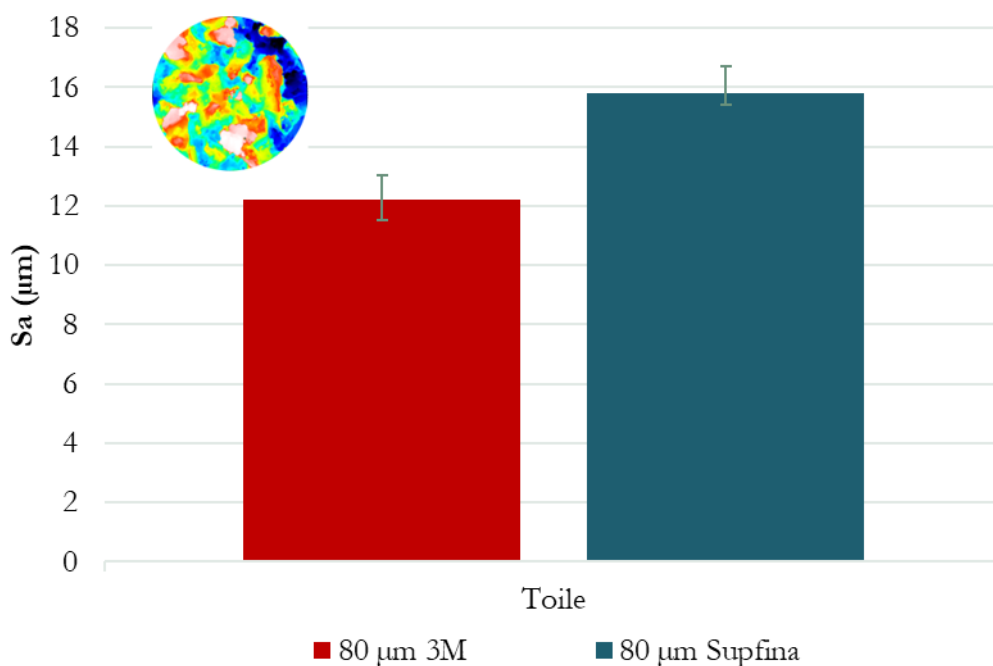


Figure 265. Evaluation des hauteurs moyennes arithmétiques de surface ( $S_a$ ) pour les toiles 3M et Supfina

La hauteur arithmétique moyenne de surface  $S_a$  des deux fournisseurs de toiles est différente. Il est observable que le paramètre  $S_a$  est plus élevé pour la toile Supfina que la toile 3M. Ceci peut être dû à la différence des chaînes de production et des matériaux utilisés lors de l'élaboration de la toile. Cette différence reste présente lors de l'observation des toiles sur MEB avec une magnification de (x100).

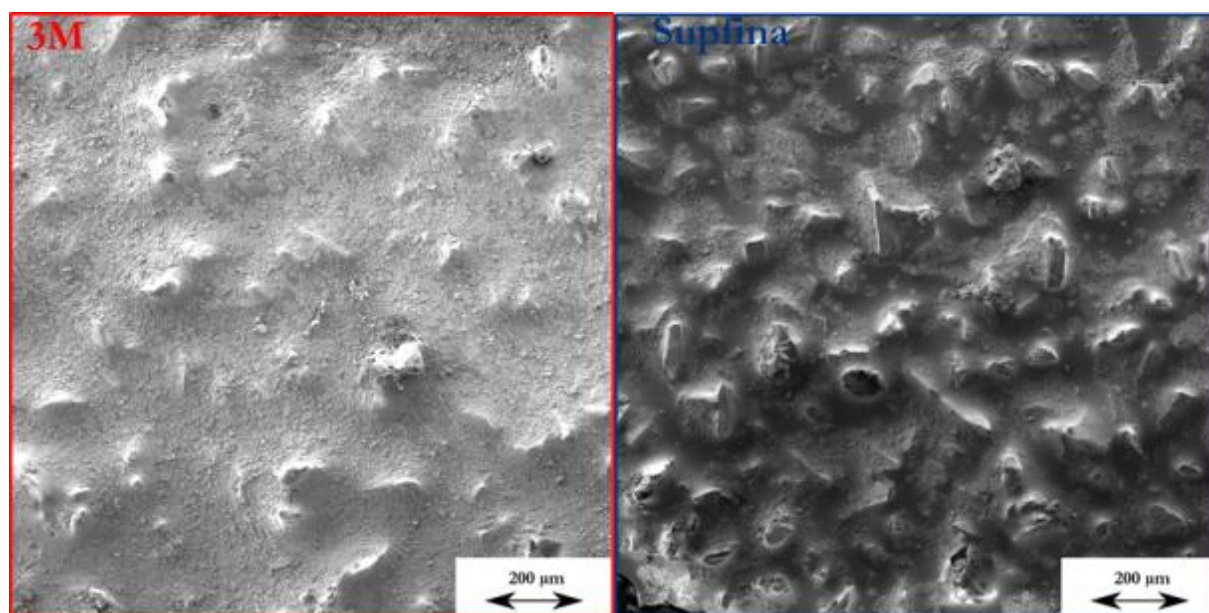


Figure 266. Observation sur MEB de la toile 80 µm 3M et Supfina

Figure 266 montre que la toile Supfina présente plus de grains saillants que la toile 3M ; dont les grains sont plus noyés dans la matrice. Cette différence d'enfoncement des grains dans la matrice, ainsi que la différence de leurs densités qui est observable sur la Figure 266, impliquent que la hauteur moyenne arithmétique en surface ( $S_a$ ) de la toile Supfina est plus haute que celle de la toile 3M.

Bien que les deux toiles aient statistiquement des hauteurs moyennes arithmétiques en surface  $S_a$  différentes, mais les rugosités générées par ces toiles durant le procédé de toilage représentent des caractéristiques



équivalentes. L'écart observé est en cohérence avec la différence de topographie initiale. La hauteur moyenne arithmétique du profil  $R_a$  des surfaces toilées est aux alentours de  $R_a \sim 0.45 \mu\text{m}$  (Figure 267).

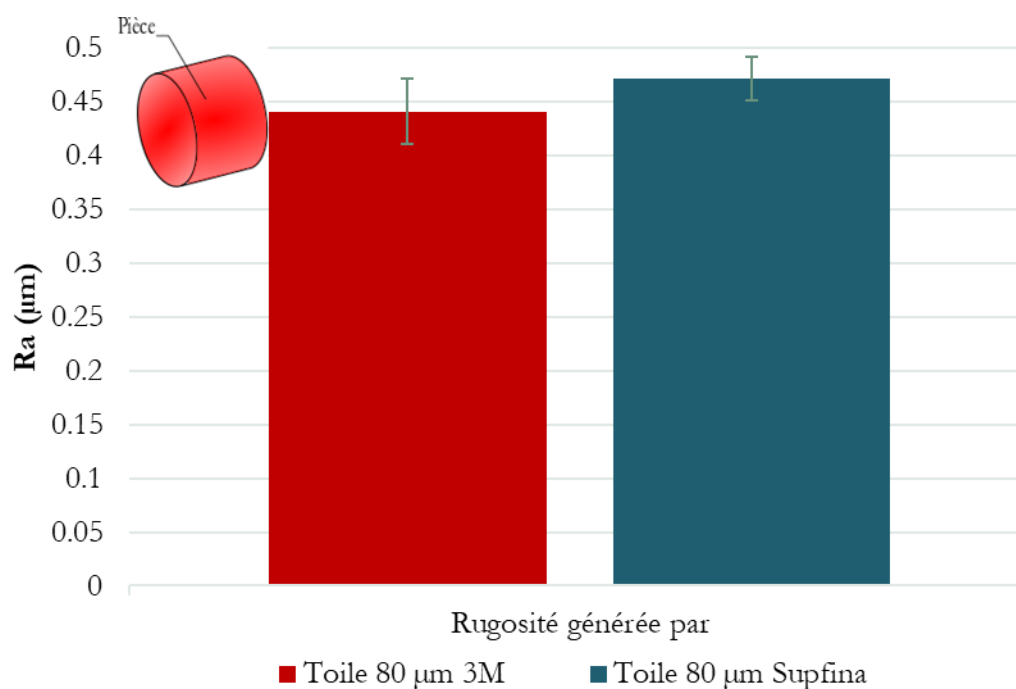


Figure 267. La hauteur moyenne arithmétique  $R_a$  générée après le toilage par une toile 3M et Supfina

De même pour les paramètres de rugosité fonctionnels tel que  $R_k$ ,  $R_{pk}$  et  $R_{pk}$ . La Figure 268 montre qu'ils se sont stabilisés autour de la même moyenne pour les deux toiles.

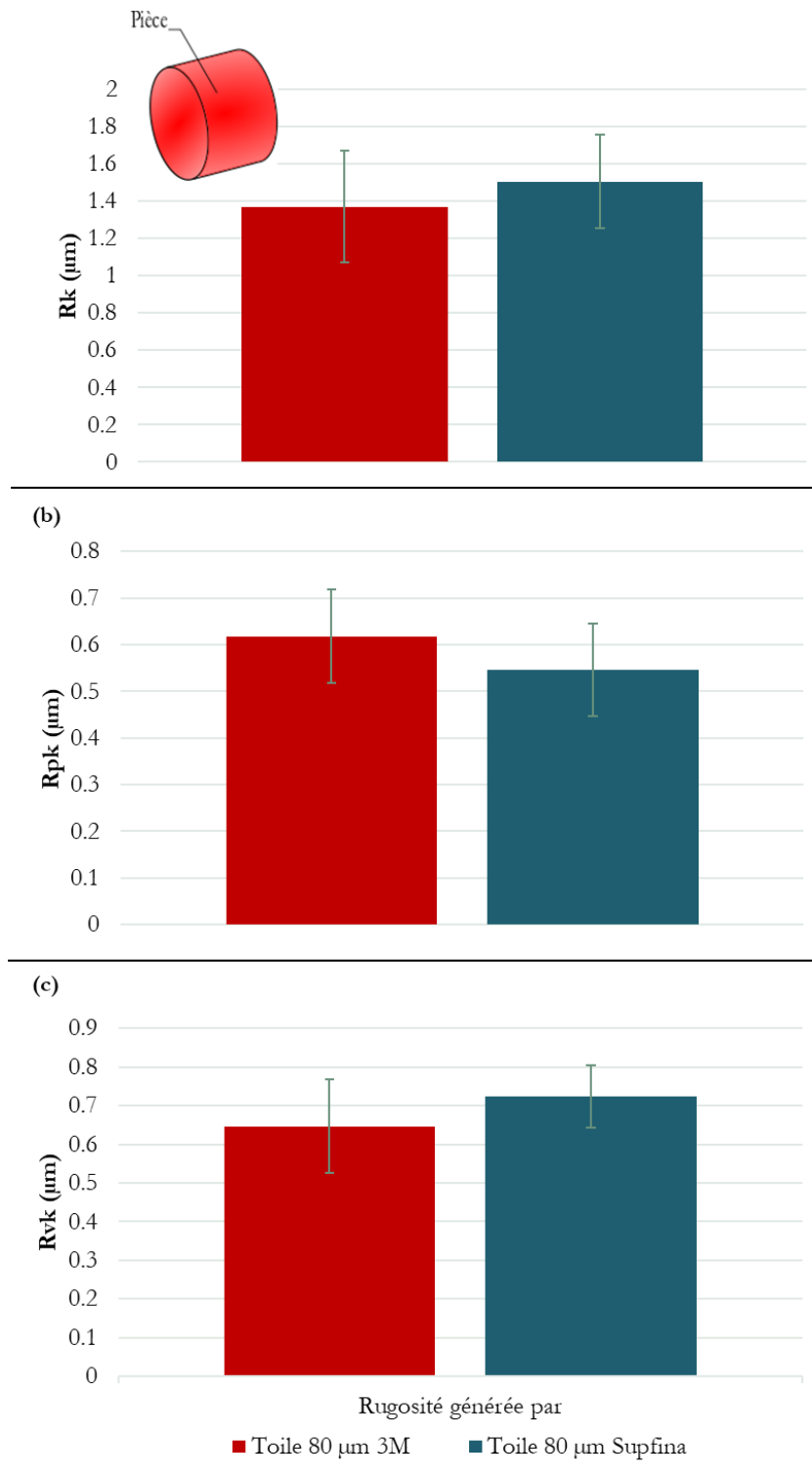


Figure 268. (a) Profondeur de rugosité  $R_k$ , (b) Profondeur réduite des pics  $R_{pk}$ , et (c) Profondeur réduite des vallées  $R_{vk}$  après le toilage avec des toiles 3M et Supfina

On peut conclure que deux toiles d'origines différentes ont certainement des topographies différentes à cause des différences dans le procédé et la chaîne de production de la toile. Cette différence de topographie de toile implique un écart dans les rugosités générées équivalent.



# ANNEXE C – ANALYSE STATISTIQUE DES TOILES ET L'EFFET SUR LA RUGOSITE DE PIECE

La méthodologie de mesure présentée dans la partie 4.2.1 est appliquée sur les différentes toiles abrasives étudiées. Il a été décidé de l'appliquer 5 fois au début et à la fin de chaque rouleau (Figure 263).

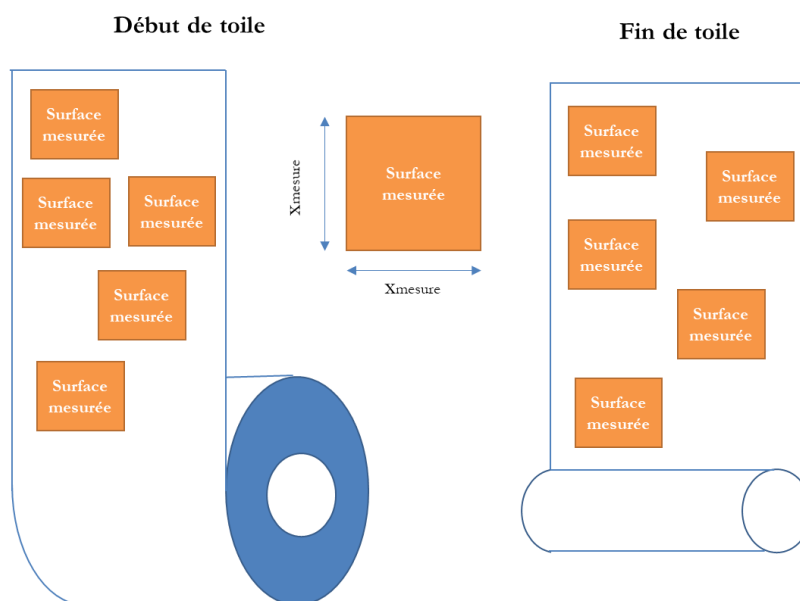


Figure 269. Schéma de la stratégie de mesure des topographies de toiles

L'étude de l'effet de la toile consiste à étudier l'effet de différents rouleaux de toiles sur la rugosité générée. Toutes les toiles sont d'origine de Supfina. Les mesures de topographie ont eu lieu selon la méthodologie et la stratégie de mesure sur des surfaces de toile de  $1\text{ mm} \times 1\text{ mm}$ .

A noter la mesure de la toile schématisée à échelle réelle est illustrée en Figure 270.

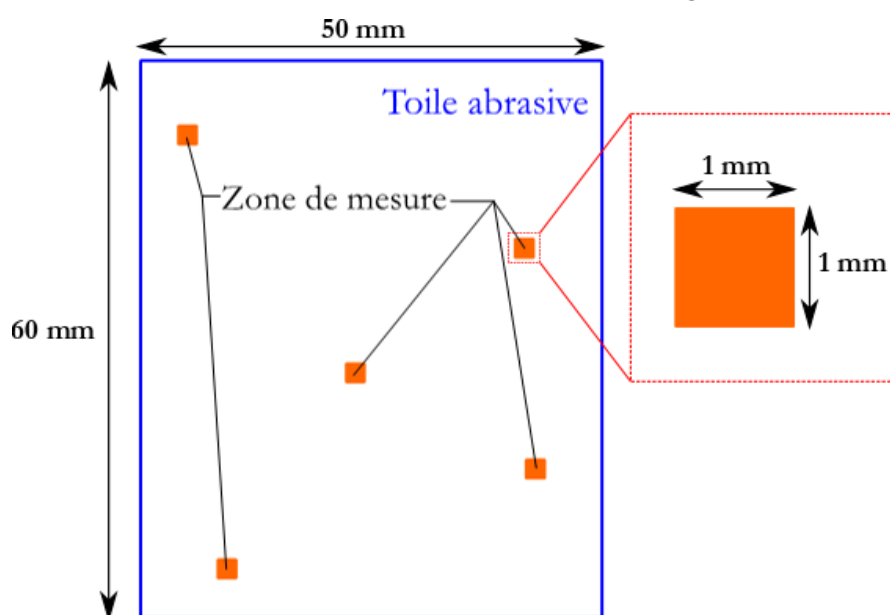


Figure 270. Schématisation de la mesure de toile à échelle réelle

L'évaluation des hauteurs moyennes arithmétiques de surface ( $S_a$ ) de chaque toile est présenté sur la Figure 271. Elle met en évidence que le  $S_a$  est plus faible avec des tailles de grains inférieures, jusqu'à 20  $\mu\text{m}$  ou on remarque que la toile présente le même  $S_a$  que la toile 15  $\mu\text{m}$ . Cette caractéristique est probablement due au fait que les grains soient noyés dans la colle pour les toiles à faible grain.

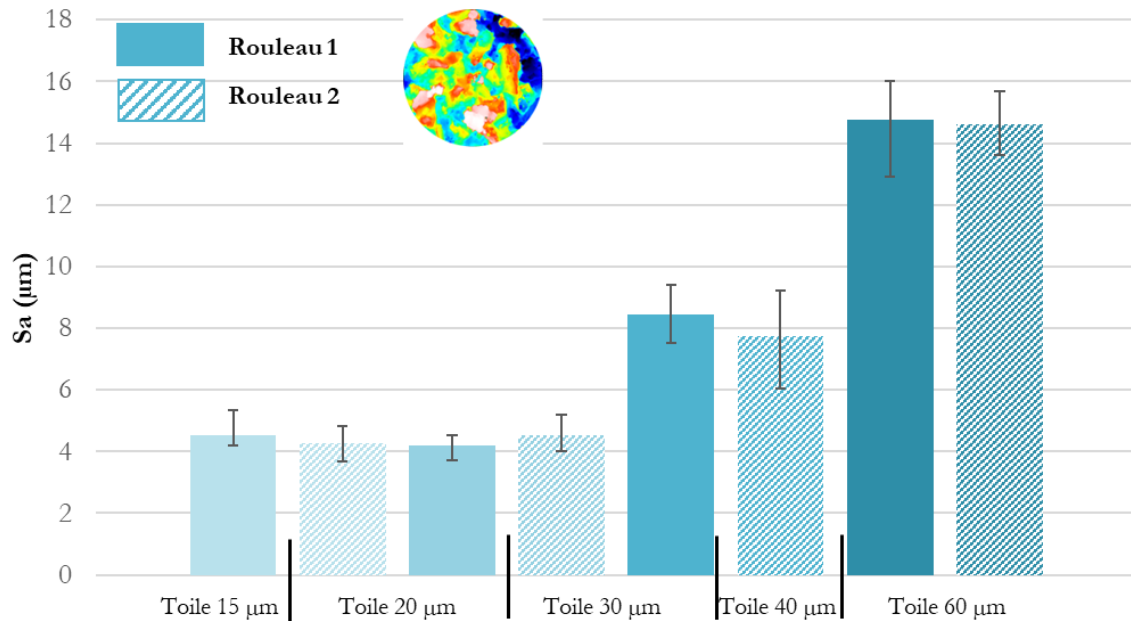


Figure 271. Evaluation des hauteurs moyennes arithmétiques de surface  $S_a$  de la toile pour les différentes tailles de grains

La Figure 272 présente la même tendance observée lors du chapitre 2. Les tailles de grains les plus fines permettent d'atteindre les rugosités les plus fines, sauf pour les grains 15  $\mu\text{m}$  ce qui est expliqué par le fait qu'ils ne soient pas capables d'enlever la texture initiale de tournage. En comparant, pour les tailles de grains suivantes 20  $\mu\text{m}$ , 30  $\mu\text{m}$  et 60  $\mu\text{m}$  la différence entre différents rouleaux. On observe que différents rouleaux vont générer les mêmes paramètres de rugosités après toilage.

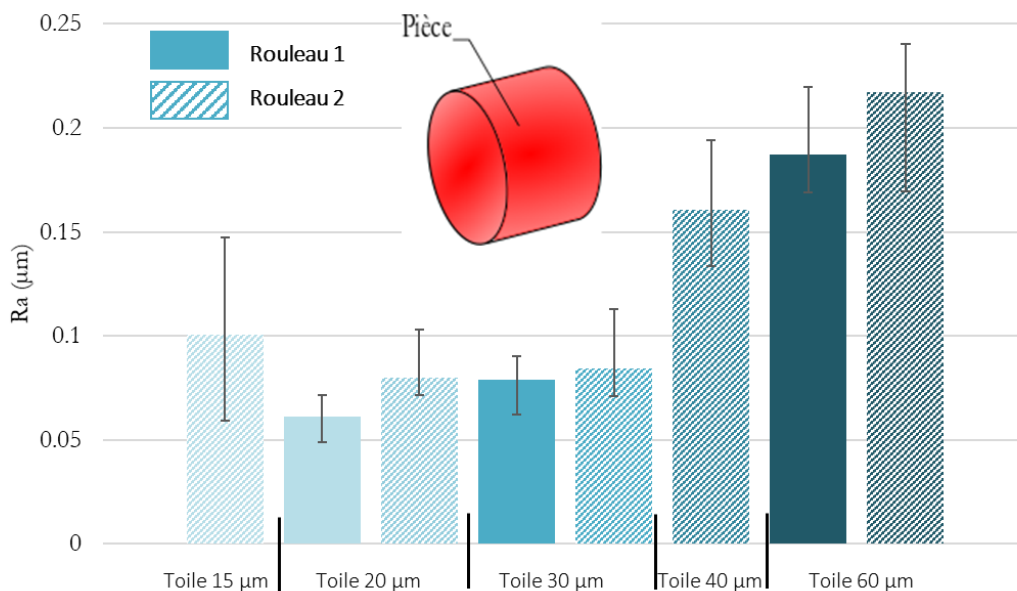


Figure 272. La hauteur moyenne arithmétique  $R_a$  de la pièce en fonction de la taille de grains

De même pour les paramètres de rugosité fonctionnels tel que  $R_k$ ,  $R_{pk}$  et  $R_{pk}$ . La Figure 273 montre qu'ils se sont stabilisés autour de la même moyenne pour les différentes toiles. Ces figures viennent aussi confirmer que le grain 15  $\mu\text{m}$  n'a pas réussi à enlever la signature du tournage dur, vu que la réduction des pics  $R_{pk}$  est

faible tandis que la réduction des vallées  $R_{pk}$  présente la même tendance que la hauteur moyenne arithmétique  $R_a$  et reste assez grande par rapport aux autres tailles de grains.

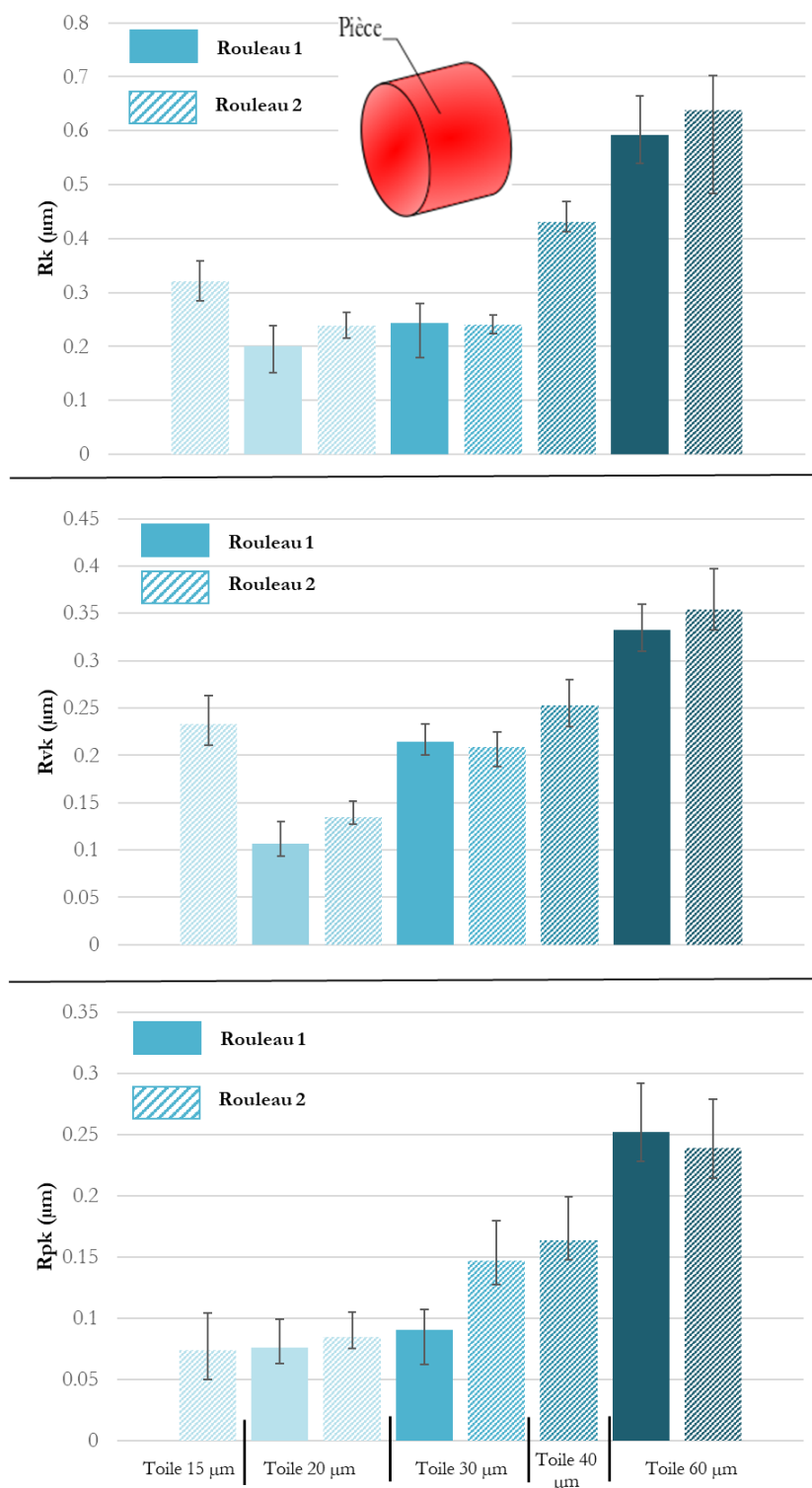


Figure 273. (a) Profondeur de rugosité  $R_k$ , (b) Profondeur réduite des vallées  $R_{vk}$ , et (c) Profondeur réduite des pics  $R_{pk}$  après le toilage avec différentes tailles de grains

On remarque que les toiles ont la même rugosité statistiquement peu importe le rouleau d'origine. En plus ces mêmes rouleaux, génèrent des rugosités similaires après toilage. Ceci permet de conclure sur le fait que le procédé de toilage est un procédé très stable permettant d'atteindre une rugosité similaire malgré des toiles différentes.

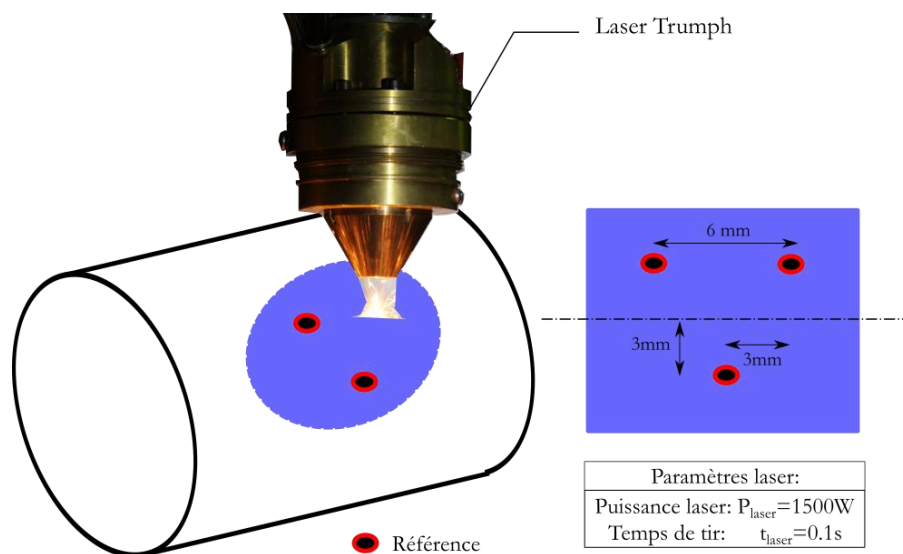


## ANNEXE D – PROCEDURE LASER

Cette annexe a pour but de présenter la procédure laser utilisée dans le but de quantifier l'enlèvement de matière lors du procédé de toilage.

La création d'une référence unique par laser (à fibre) a été effectuée en utilisant un laser Trumpf. Les paramètres utilisés (Figure 274) sont listés ci-dessous :

- Puissance du laser : 1500 W
- Temps de tir : 0.1 s
- Distance focale : 12.5 mm
- Distance entre les références laser : 6 mm



• Figure 274. Configuration et paramètres de la création d'une référence unique par indentation laser

La photo de la machine utilisée expérimentalement est présentée en Figure 275.



Figure 275. Photo représentative de la machine TRUMPF





## ANNEXE E – PROCEDURE DE POLISSAGE

Une procédure de polissage des barres cylindriques a été mise au point dans le but de comparer l'effet de la surface initiale sur les résultats de rugosité en toilage.

L'objectif est de passer d'une surface tournée dur ( $R_a \sim 0.45 \mu\text{m}$ ) à une surface polie miroir ( $R_a < 0.05 \mu\text{m}$ ). La surface polie est de l'ordre de  $16 \text{ mm}^2$ .

La procédure suivie est la suivante :

- Ponçage de la surface avec une toile de grain  $30 \mu\text{m}$ ,
- Ponçage de la surface avec une toile de grain  $9 \mu\text{m}$ ,
- Polissage à la pâte abrasive  $5 \mu\text{m}$  ( $\sim 5 \text{ min}$ ),
- Polissage à la pâte abrasive  $3 \mu\text{m}$  ( $\sim 5 \text{ min}$ ),
- Polissage à la pâte abrasive  $1 \mu\text{m}$  ( $\sim 7 \text{ min}$ ),

Le ponçage se fait manuellement avec des toiles abrasives. Tandis que le polissage se fait avec la polisseuse DREMEL représentée sur la Figure 276.



Figure 276. Machine DREMEL utilisée pour le polissage

La vitesse est fixée à 50 % lors du polissage manuel des éprouvettes.

Cette procédure a permis de passer d'une surface de tournage dur à une surface polie d'une rugosité de ( $R_a \sim 0.03 \mu\text{m}$ ). Les deux surfaces après et avant polissage sont présentées en Figure 277.

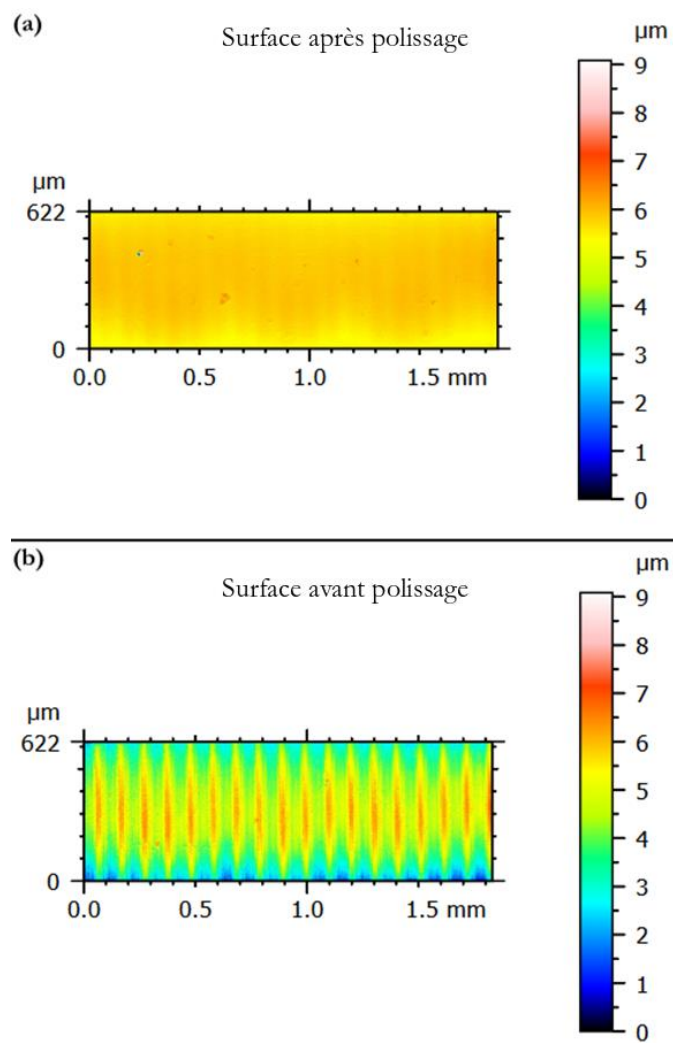


Figure 277. Les surfaces étudiées (a) après polissage et (b) avant polissage

# ANNEXE F – RAPPEL DE LA THEORIE DE HERTZ POUR UN CONTACT CYLINDRE / CYLINDRE

En mécanique, Il est connu que deux surfaces en contact sous charge se déforment. Cette déformation peut être plastique ou élastique selon la dureté du matériau et de l'intensité de la charge. Les formules analytiques de Hertz permettent d'étudier ces zones de contacts à travers des formules analytiques (Stachowiak and Batchelor, 2013).

Le modèle de contact de Hertz est basé sur les hypothèses simplificatrices suivantes :

- Les matériaux en contact sont homogènes et la limite d'élasticité n'est pas dépassée,
- La contrainte de contact est causée par la charge qui est normale au plan tangent au contact, ce qui signifie qu'il n'y a pas de forces tangentielles agissant entre les solides.
- L'aire de contact est très petite par rapport aux dimensions des solides en contact.
- Les solides en contact sont au repos et en équilibre,
- L'effet de la rugosité de la surface est négligeable.

Les perfectionnements ultérieurs du modèle de Hertz par d'autres chercheurs ont supprimé la plupart de ces hypothèses.

L'évaluation des paramètres de contact est essentielle dans de nombreuses applications pratiques d'ingénierie.

Les paramètres de contact les plus fréquemment utilisés sont :

- Les dimensions de l'aire de contact,
- La pression de contact maximale, souvent appelée contrainte hertzienne,
- La déviation maximale au centre des surfaces de contact,
- La position de la contrainte de cisaillement maximale sous la surface.

Durant ce rappel, notre attention est portée sur les dimensions de l'aire de contact. Cette surface de contact dépend de la géométrie des corps en contact, de la charge appliquée et les propriétés des matériaux. Le contact traité dans ce manuscrit est un contact entre deux cylindres parallèles. La zone de contact entre deux cylindres parallèles est un rectangle comme illustré par Figure 278.

Selon (Stachowiak and Batchelor, 2013), la demi largeur du rectangle s'écrit :

$$b = \sqrt{4 \times \frac{F \times R'}{\pi E' \frac{L}{2}}}$$

Tel que :

- $b$  est la demi largeur du rectangle de contact (m),
- $L$  est la longueur du rectangle de contact (m),
- $R'$  est le rayon de courbure réduit des deux cylindres parallèles en contact (m) ;

- $E'$  est le module de Young réduit (MPa).

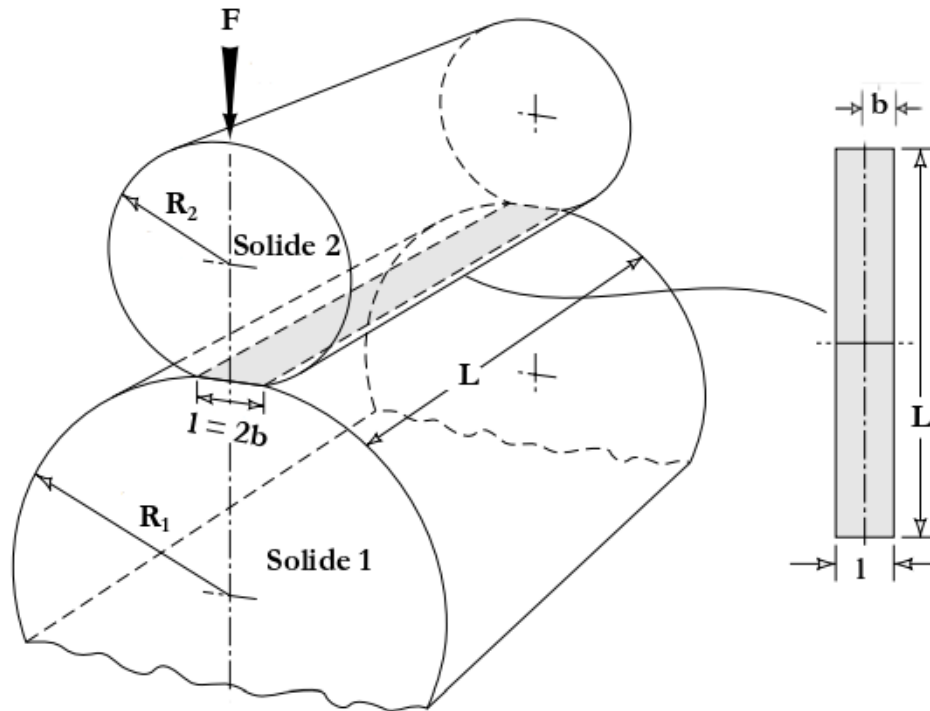


Figure 278. Représentation du contact de Hertz entre deux cylindres parallèles (adapte de (Stachowiak and Batchelor, 2013))

Le rayon de courbure  $R'$  est défini comme suit :

$$\frac{1}{R'} = \frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2}$$

Le module de Young réduit s'écrit :

$$\frac{1}{E'} = \frac{1}{2} \left( \frac{1 - \nu_1^2}{E_1} + \frac{1 - \nu_2^2}{E_2} \right)$$

On peut écrire :  $k_1 = \frac{1 - \nu_1^2}{E_1}$  et  $k_2 = \frac{1 - \nu_2^2}{E_2}$

Donc la demi largeur du rectangle de contact  $b$  s'écrit :

$$b = \left( 2 \sqrt{(k_1 + k_2) \frac{R_1 R_2}{R_1 + R_2} \times \frac{F}{\pi L}} \right)$$

Donc la largeur de contact  $l$  s'écrit finalement comme suit :

$$l = 2 \times b = 2 \times \left( 2 \sqrt{(k_1 + k_2) \frac{R_1 R_2}{R_1 + R_2} \times \frac{F}{\pi L}} \right)$$

## ANNEXE G – COMPTAGE DE LA DENSITE DE GRAINS SUR LA BASE D'IMAGES MEB

La présente annexe présente l'ensemble des analyses de toiles au MEB et ayant permis de quantifier la densité de grains par type de toiles. Le comptage de grains a été effectué sur  $(200\ \mu\text{m} \times 200\ \mu\text{m})$  soit une surface de  $40\ 000\ \mu\text{m}^2$ . Les Figure 279, Figure 280, Figure 281 et Figure 282 présente le comptage du nombre de grains  $N_i$  sur des images MEB pour les grains  $20\ \mu\text{m}$ ,  $30\ \mu\text{m}$ ,  $60\ \mu\text{m}$  et  $80\ \mu\text{m}$  respectivement.

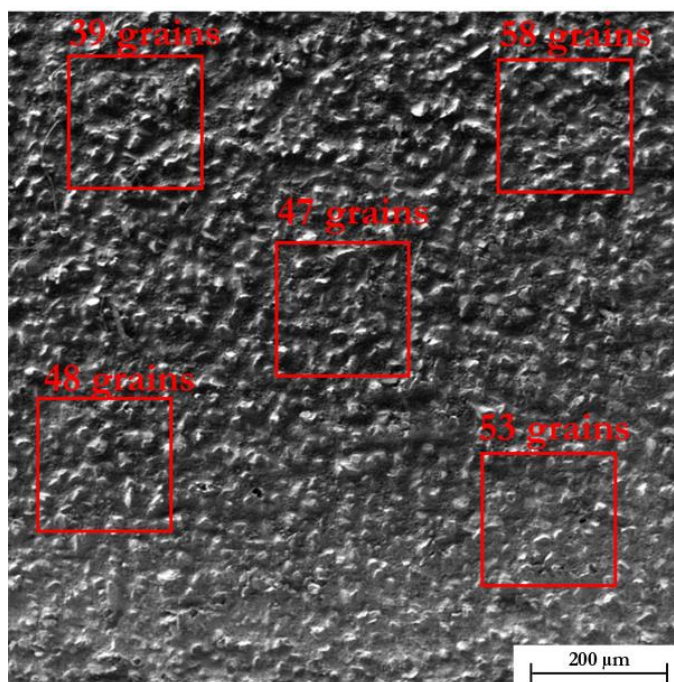


Figure 279. Comptage des grains par unité de surface sur une image MEB pour le grain  $20\ \mu\text{m}$

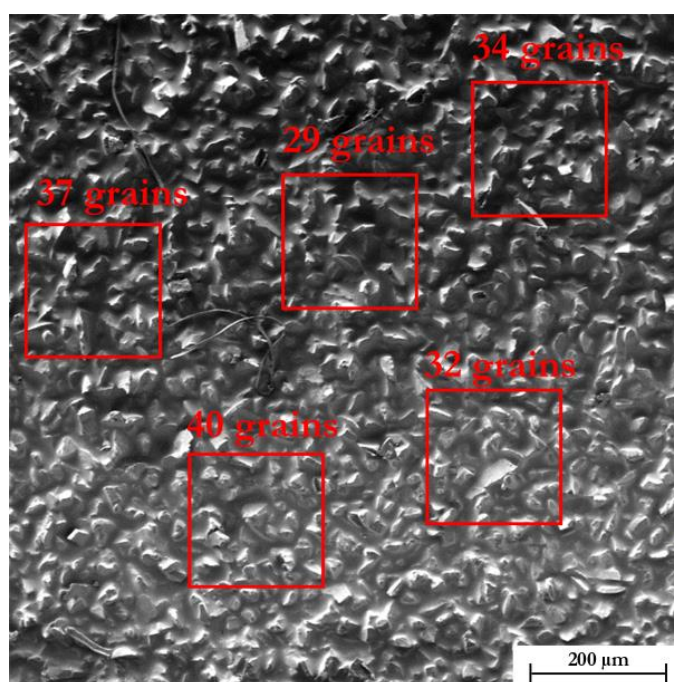


Figure 280. Comptage des grains par unité de surface sur une image MEB pour le grain  $30\ \mu\text{m}$

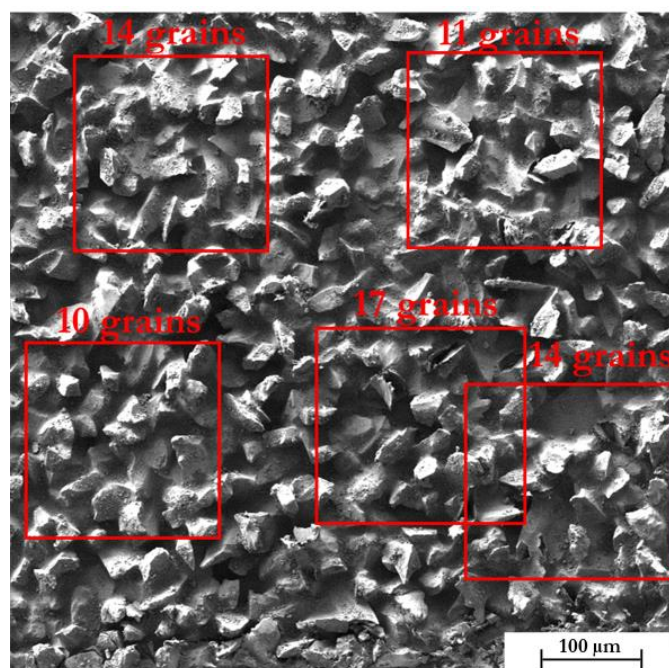


Figure 281. Comptage des grains par unité de surface sur une image MEB pour le grain 60  $\mu\text{m}$

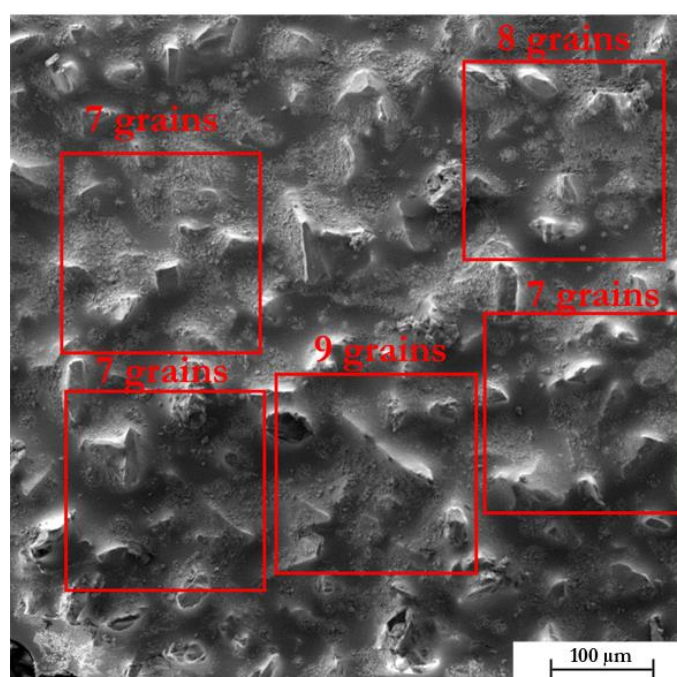


Figure 282. Comptage des grains par unité de surface sur une image MEB pour le grain 80  $\mu\text{m}$

Une moyenne sur 5 zones est considérée comme le nombre de grain moyens pour une surface de 40 000  $\mu\text{m}^2$ . En considérant cette moyenne stable sur la toile, on en déduit le nombre de grain par  $\text{mm}^2$ .

Le nombre de grains calculé N pour une surface de 1  $\text{mm}^2$  est présenté dans le Tableau 33.

Tableau 33. Nombre de grains pour 1 mm<sup>2</sup> pour chaque taille de grains

Taille de grains (µm)	Dgr (µm)	N <sub>1</sub>	N
9	9	32	3200
20	20	49	1225
30	30	34	850
60	60	13	325
80	80	8	200

Bien que cette méthode de détermination de la densité de grains actifs soit subjective, elle reste accessible pour quantifier le nombre de grains saillants (actifs) par unité de surface.





## ANNEXE H – STRATEGIE ET PARAMETRES DE TOILAGE DES EPROUVETTES DE FATIGUE :

Cette annexe traite la stratégie de toilage développée durant les essais de fatigue, ainsi que les paramètres associés. Pour rappel, une géométrie de galet a été spécialement usinée pour les essais de fatigue. Celle-ci est illustrée en Figure 283.



Figure 283. Géométrie de galet utilisée dans pour le toilage des éprouvettes de fatigue

Les résultats de mesure de l'intégrité de surface (rugosité et contraintes résiduelles) montrent que les résultats des contraintes résiduelles sont en accord avec les résultats obtenus sur l'éprouvette de référence (barre Ø 43 mm). Par contre, il est observable en **Erreur ! Source du renvoi introuvable.** que la rugosité générée lors du toilage des éprouvettes de fatigue est largement supérieure à la rugosité obtenue sur la barre de référence. Cet inconvénient de cette méthodologie a poussé au développement d'une géométrie de galet adaptée à l'éprouvette (Galet présenté dans la partie 7.1 en Figure 247). Ce galet vient épouser au mieux la forme de l'éprouvette le long du toilage.

La force de toilage a été calculé pour garantir la même pression de contact entre le galet usiné et les éprouvettes de fatigue que la pression de contact obtenue pour la barre de diamètre 43 mm. La pression de contact est exprimée par l'équation (Eq H-1)

$$P = \frac{F}{A} \quad (\text{Eq H-1})$$

Pour déterminer la force permettant d'atteindre cette pression lors de l'utilisation du galet spécial sur les éprouvettes de fatigue, des essais en utilisant des feuilles de contact ont été établis. Ces essais ont permis d'observer différentes surfaces de contacts en fonction de la force appliquée. La force permettant d'avoir la pression de contact la plus proche de la pression de contact de référence a été gardée pour le toilage des éprouvettes de fatigue.

Sachant que la largeur de la zone active de l'éprouvette est de 60 mm, et que la largeur de contact éprouvette - galet est 25 mm ; un mouvement de chariotage est nécessaire. Ce mouvement permettra d'homogénéiser la rugosité le long de la zone active et de garantir une rupture au milieu de l'éprouvette dans le cas où celle-ci a lieu.

Pour cela un chariotage en 4 fois (2 allers – retours) a été appliqué sur une durée de toilage de 30 secondes. L'ensemble des paramètres de toilage sont résumés en Tableau 34.

Tableau 34. Paramètres de toilage des éprouvettes de fatigue

Paramètres de toilage		Unités	Valeurs
<b>Outil</b>	Rayon du galet $R_g$	( <i>mm</i> )	(usiné, f(largeur))
	Largeur du galet $l_g$	( <i>mm</i> )	50
	Dureté du galet	( <i>Shore</i> )	80
	Type de toile abrasive		Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>
	Taille des grains abrasifs	( $\mu$ m)	30
<b>Pièce</b>	Matériau pièce		27MnCr5 (730 HV)
	Rayon de la pièce $R_p$	( <i>mm</i> )	22
	Largeur de la pièce $l_p$	( <i>mm</i> )	50
<b>Conditions de coupe</b>	Vitesse de rotation de la pièce $N_p$	( <i>tour.min</i> <sup>-1</sup> )	900
	Vitesse d'avance de la toileuse $V_{toileuse}$	( <i>mm.tour</i> <sup>-1</sup> )	0.04
	Vitesse d'avance de la toile $V_{toile}$	( <i>mm.s</i> <sup>-1</sup> )	0.6
	Fréquence d'oscillation $f_{osc}$	( <i>Hz</i> )	24
	Amplitude d'oscillation $A_{osc}$	( <i>mm</i> )	1
	Force appliquée $F_n$	( <i>N</i> )	15
	Mode de lubrification		MQL
	Temps de toilage $t$	( <i>s</i> )	30 s

## **ARTICLES PUBLIES**



# ANNEXE I – ARTICLE DE CONFERENCE - CSI

## 2022



Available online at [www.sciencedirect.com](http://www.sciencedirect.com)

ScienceDirect

Procedia CIRP 108 (2022) 305–310



[www.elsevier.com/locate/procedia](http://www.elsevier.com/locate/procedia)

6th CIRP Conference on Surface Integrity

### Effect of abrasive grains size on surface integrity during belt finishing of a 27MnCr5 carburized steel

O. Cherguy<sup>a,\*</sup>, U. Elicegui<sup>a,b</sup>, F. Cabanettes<sup>a</sup>, S. Han<sup>a</sup>, M. Cici<sup>a</sup>, H. Pascal<sup>a</sup>, J. Rech<sup>a</sup>

<sup>a</sup> University of Lyon, Ecole Centrale de Lyon - ENISE, LTDS CNRS UMR 5513, 58 rue Jean Parot, 42023 Saint-Etienne, France

<sup>b</sup> Faculty of Engineering, Mondragon University, Mondragon 20500, Spain

\* Corresponding author. Tel.: +33-477-437-547; fax: +33-477-437-539. E-mail address: [oussama.cherguy@enise.fr](mailto:oussama.cherguy@enise.fr)

#### Abstract

Belt finishing is a superfinishing process that enables to reach fine surface integrity properties, i.e. low surface roughness and compressive residual stresses in the external layer. Among the wide range of process parameters, belt grain size has a dominant influence on surface roughness. However the effect on residual stresses is rarely studied. This paper investigates the effect of a wide range of belt grain sizes on surface integrity (both surface roughness and residual stresses) generated during belt finishing. The study focuses on cylindrical shafts made of a carburized 27MnCr5 steel. The results show that the grain size has no clear effect on residual stresses. Furthermore, a too low grain size will induce a low material removal rate and the final surface signature will be difficult to reach under a reasonable process time (acceptable for mass production). Therefore, this experimental work highlights that an optimal grain size (around 20-30  $\mu\text{m}$ ) exists for a defined initial surface roughness and a process duration.

© 2022 The Authors. Published by Elsevier B.V.

This is an open access article under the CC BY-NC-ND license (<https://creativecommons.org/licenses/by-nc-nd/4.0>)

Peer review under the responsibility of the scientific committee of the 6th CIRP CSI 2022

**Keywords:** Belt finishing, Abrasive grain size, Surface integrity

#### 1. Introduction

Automotive industry is willing to improve the reliability of their components and to decrease their weight to save gas consumption. As far as gearboxes are concerned, and especially gear shafts, their functional properties require to generate smooth surfaces, as well as compressive residual stresses so as to ensure a high fatigue resistance. Therefore, superfinishing processes, such as grinding, honing, belt finishing... are commonly applied. Among these processes, belt finishing (Fig. 1) is well known for its ability to induce low surface roughness and compressive residual stresses [1-5]. Moreover, it is promoted by industry, as this process requires limited investments and is easy to handle.

An example of belt finishing operation is illustrated in Fig. 1. The set-up is composed by:

- A belt, composed by a single layer of abrasive grains having a calibrated shape, is installed on the set-up
- The belt is pressed against a rotating workpiece ( $N_p$  rotating speed – order of magnitude: hundreds of rev/min) with a normal force  $F_n$  (order of magnitude: hundreds of N) applied by a rubber roller. The belt scratches the original surface in the circumferential direction to decrease its roughness.
- In addition, the belt oscillates in the axial direction of the workpiece at a frequency  $f_{osc}$  (order of magnitude: tens of Hz) over a stroke distance  $a_{osc}$  (order of magnitude: mm). This axial oscillation is mandatory to scratch the initial surface texture within a non-parallel direction to the original surface texture. This is a key parameter that makes belt finishing efficient.

2212-8271 © 2022 The Authors. Published by Elsevier B.V.

This is an open access article under the CC BY-NC-ND license (<https://creativecommons.org/licenses/by-nc-nd/4.0>)

Peer review under the responsibility of the scientific committee of the 6th CIRP CSI 2022  
10.1016/j.procir.2022.03.052

This is a resupply of March 2023 as the template used in the publication of the original article contained errors. The content of the article has remained unaffected.

- The belt is permanently regenerated with a feed rate  $V_{belt}$  (order of magnitude: mm/min). Worn grains are replaced by new grains in the contact zone.
- The process is performed under lubricated conditions (flood cooling with emulsion or MQL - Minimum Quantity Lubrication - with mineral or vegetal oil).

NB: Authors would like to underline the difference between belt grinding and belt finishing. The belt grinding process differs from belt finishing by scratching the surface in the circumferential direction only with a very high velocity (order of magnitude: m/s). No axial oscillation exists. Moreover, the abrasive belt rotates within a closed loop and is not regenerated. Belt grinding is a very energetic process, that is close to a grinding process. On the contrary, belt finishing is a gentle process leading to limited temperatures that makes it suitable to induce compressive residual stresses [2].

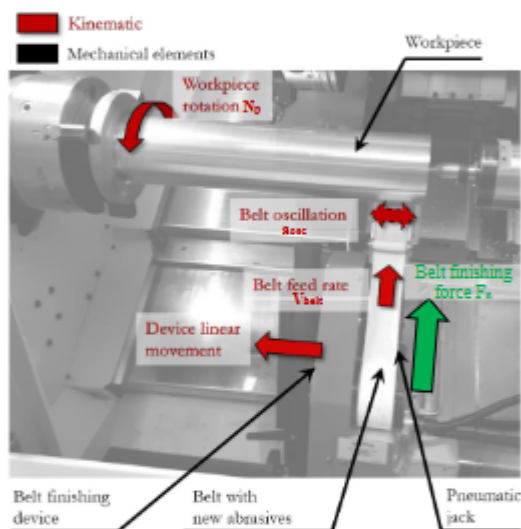


Fig. 1. Main features and parameters of a belt finishing operation (adapted from [6]).

#### Nomenclature

$V_c$	Cutting speed (m/min)
$f$	Feed rate (mm/rev)
$a_p$	Depth of cut (mm)
$N_p$	Workpiece rotation speed (rev/min)
$a_{osc}$	Oscillation amplitude (mm)
$f_{osc}$	Oscillation Frequency (Hz)
$V_{belt}$	Belt regeneration feed rate (mm/s)
$P$	Pneumatic Jack Pressure (bar)
$F_k$	Normal force applied on the workpiece (N)
$R_a$	Average roughness ( $\mu\text{m}$ )
$R_t$	Level difference on core surface ( $\mu\text{m}$ )
$R_{pb}$	Reduced peak height ( $\mu\text{m}$ )
$R_{vb}$	Reduced valley depth ( $\mu\text{m}$ )
$R_{sm}$	Mean width of profile elements ( $\mu\text{m}$ )

Belt finishing has been investigated by a limited number of authors, compared to other finishing processes such as grinding. Several experimental works were mainly concerned with sensitivity investigations to the grain size [8], to the normal force applied  $F_n$  [7, 9], to the application of a cutting fluid [4, 10-11], to the oscillation frequency, film feed rate and the workpiece rotation speed [6-7, 12-13]. These papers have shown the dominant influence of belt grain size. However, they have investigated a limited number of grain sizes (commonly two) and they were focused only on the final surface roughness (steady state). They have not analyzed the signature of the surface topography. Moreover, they have not considered the influence of belt grain size on the residual stress state. This paper aims to investigate the influence of a large variety of belt grain size on surface roughness and residual stresses.

## 2. Description of the experimental work

### 2.1. Process parameters

This work deals with the superfinishing of cylindrical shafts made of 27MnCr5 carburized steel 750 HV (Fig. 2).

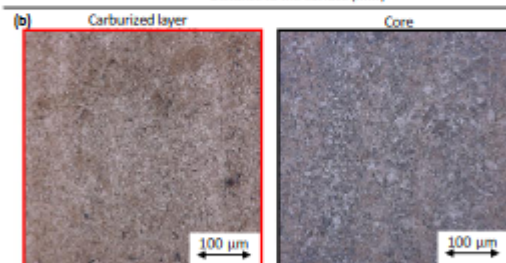
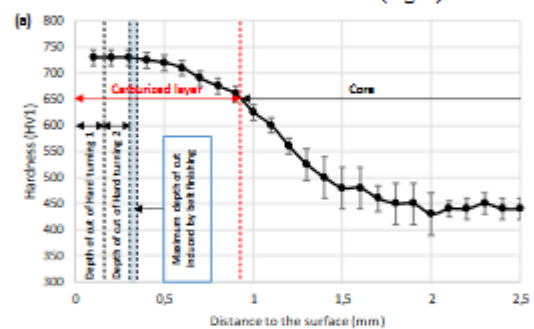


Fig. 2. Heat treated 27MnCr5 shaft: (a) Microhardness profile (HV1), (b) Microstructure (x600)

After heat treatment, shafts are preliminary hard turned with the following conditions:

- Insert CNMG 120408 WF 1115 from Sandvik\*
- Cutting speed,  $V_c$ : 80 m/min.
- Feed rate,  $f$ : 0.1 mm/rev.
- Depth of cut,  $a_p$ : 0.15 mm.
- Cutting fluid: dry

Belt finishing tests have been performed thanks to a Supfina Type 210<sup>†</sup> device mounted on a turning machine. The process is performed under MQL conditions.

Six belts, having  $Al_2O_3$  grain sizes from 9 to 100  $\mu m$ , have been selected. Other process parameters have been kept constant and have been selected according to previous studies [6, 7, 11, 12]. The fixed parameters as well as the test variables are presented in Table 1.

Table 1. Belt finishing conditions

Belt finishing parameters	Units	Values
Fixed parameters		
Finishing belt grains material		$Al_2O_3$
Work material		27MnCr5
Roller Hardness	(Shore)	80
Oscillation frequency $f_{osc}$	(Hz)	24
Oscillation amplitude $a_{osc}$	(mm)	0.5
Workpiece rotation speed $N_r$	(rev/min)	900
Applied force $F$	(N)	150
Belt feed rate $V_{adv}$	(mm/s)	0.6
Variables		
abrasive grain size	( $\mu m$ )	From 9 $\mu m$ to 100 $\mu m$
Process time $t$	(s)	From 10 to 60s

## 2.2. Surface integrity analysis

During belt finishing tests, the roughness evolution has been monitored thanks to a profilometer MarSurf PS1<sup>‡</sup> (stylus tip radius of 2  $\mu m$ ). Three profiles (evaluation length  $l_n=4$  mm) have been measured for each condition. Profiles were filtered with a Gaussian filter ( $\lambda_c=0.8$ mm and  $\lambda_s=2.5$  $\mu m$ ). In addition, the final areal surface topography has been recorded thanks to a RTEC<sup>§</sup> confocal microscope (measurement size of 2000  $\mu m$  by 650  $\mu m$  with a lateral resolution of 0.34  $\mu m$  and a vertical resolution of 8 nm). Areal surfaces are treated and then visualized by removing the form with a polynomial filter of order 2. Profile and surface topography analysis are performed thanks to Mountains Map 8.2<sup>\*\*</sup> software. This paper focuses on two roughness parameters:

- The average roughness  $R_a$  as a reference parameter
- The mean width of profile elements  $R_{ms}$  as a spacing parameter, indicator of the process signature

Residual stress measurements have been made by X-Ray diffraction method on a Proto<sup>††</sup> XRD. The parameters are listed below:

- Chrome X-ray tube operating at 20 kV and 4 mA
- $K\alpha$  radiation has been observed
- Collimator diameter: 2mm

\* Sandvik Coromant, Sweden. <https://www.sandvik.coromant.com>  
<sup>†</sup> Supfina Grieshaber GmbH, Germany. <https://www.supfina.com>  
<sup>‡</sup> Mahr GmbH, Germany. <https://www.mahr.com/>

- Bragg angle:  $156^\circ$ , which corresponds to a  $\{2\ 1\ 1\}$  diffraction plane

A gradual material removal is applied using electro polishing in order to measure the stress distribution in depth. An electrolytic polisher was employed at 5V and 16 mA.

## 3. Results and discussion

### 3.1. Effect of abrasive grain size on surface roughness

Figure 3 plots the evolution of the average roughness  $R_a$  over the time during 60 seconds of belt finishing. This small process duration is consistent with the tack time on a production line in the automotive industry.

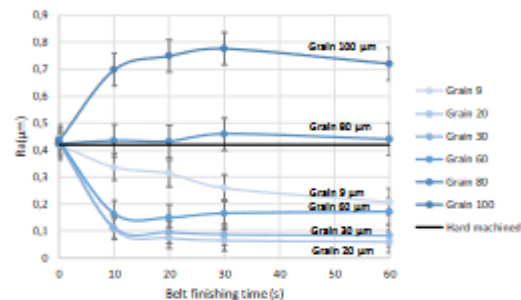


Fig. 3. Evolution of average roughness  $R_a$  during belt finishing time

The initial average roughness (hard machined roughness) is plotted in black ( $R_a \sim 0.43 \mu m$ ). First, it can be observed that the largest grains (100  $\mu m$  and 80  $\mu m$ ) deteriorate the original surface roughness (respectively  $R_a \sim 0.72 \mu m$  and  $\sim 0.45 \mu m$ ). For the smaller grain sizes (60, 30, 20 and 9  $\mu m$ ), surface roughness decreases over the time. The surface roughness signature of the process is reached after 10 to 20 seconds, except for the smallest grain size.

Figure 4 presents the 3D surface topography after 60 s of processing. On the left side, all the surface topographies are presented with the same color scale, whereas an optimized scale has been selected on the right side.

<sup>§</sup> Rtec-Instruments, USA. <https://rtec-instruments.com/>

<sup>\*\*</sup> Digital Surf, France. <https://www.digitalsurf.com/fr/>

<sup>††</sup> Proto Mfg, USA. <https://www.protoxr.com/>



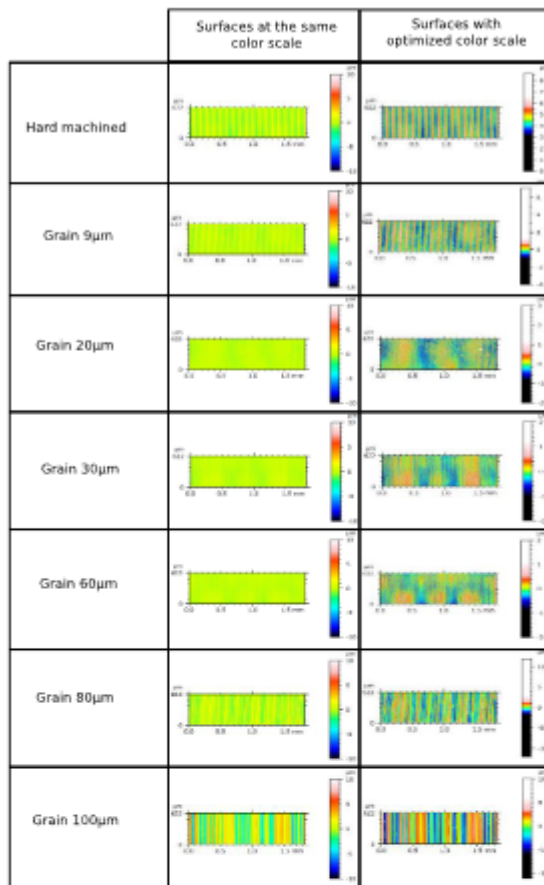


Fig. 4. Final surfaces for different grain sizes

Figure 5a plots the average surface roughness  $R_a$  over the belt grain size. As expected, the roughness is correlated to the grain size except for the smallest grain (9  $\mu\text{m}$ ). The same observation can be made for the mean width of profile elements  $R_{sm}$  (Fig. 5b).

Figure 6 provides an explanation for this statement. It plots an example of surface roughness profile after 60 seconds of belt finishing generated by the various belts, and the original profile. It appears that the largest grains (20  $\rightarrow$  100  $\mu\text{m}$ ) induces their own profiles (i.e. signatures), whereas the smallest grain size (9  $\mu\text{m}$ ) is only able to remove the peaks of the original profile. So, the parameter  $R_{sm}$  remains unchanged for grain size 9  $\mu\text{m}$ . This fine belt is not enough aggressive to remove such a rough original profile within 60 seconds. A longer process may be necessary. However, this is not acceptable for the mass production industry.

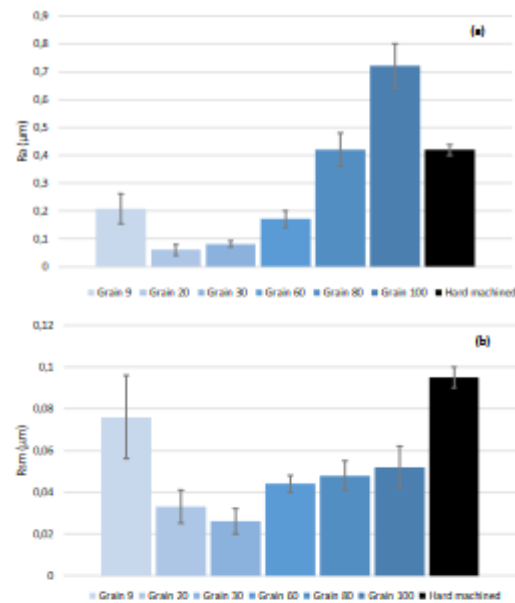
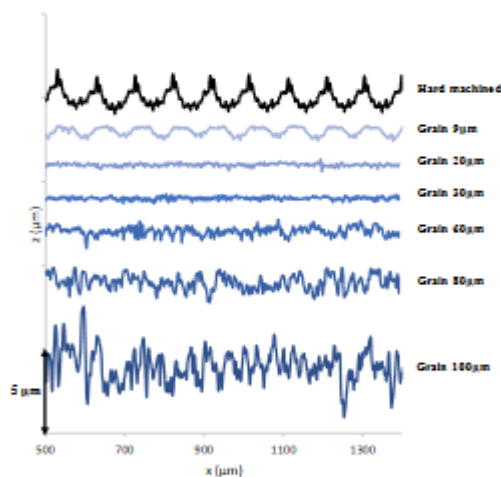
Fig. 5. Final roughness parameters for different grain sizes at 60s: (a). Average roughness  $R_a$ , (b). Mean width of profile elements  $R_{sm}$ .

Fig. 6. Final profiles generated for various grain sizes at 60s

In addition, Figure 7 plots a superposition of the original profile and the profile induced by the 9  $\mu\text{m}$  size belt (a), the 30  $\mu\text{m}$  size belt and the profile by the 100  $\mu\text{m}$  size belt (b). It appears clearly that 9  $\mu\text{m}$  size belt is only able to remove the peaks of the original profile, whereas the valleys are not affected. On the contrary, the 30  $\mu\text{m}$  and 100  $\mu\text{m}$  size belts removes the original profile and induces their own signatures.

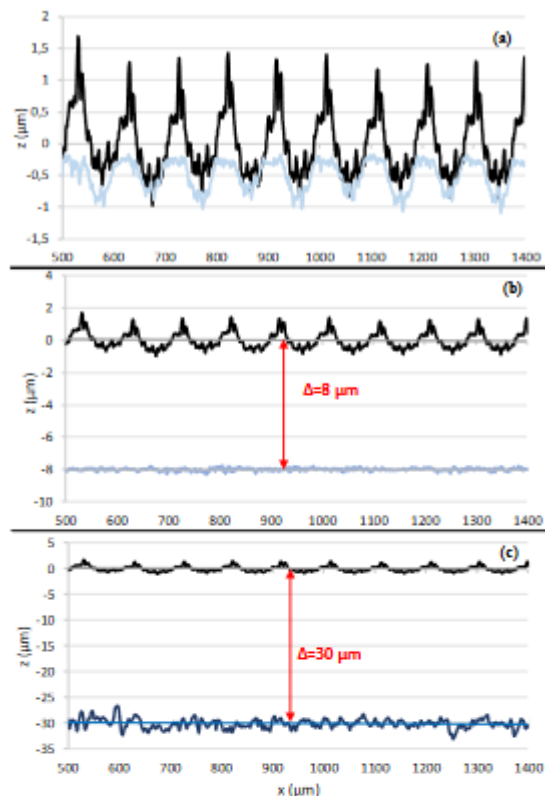


Fig. 7. Initial and final profile for (a) Grain size 9  $\mu\text{m}$  (b) Grain size 30  $\mu\text{m}$  (c) Grain size 100  $\mu\text{m}$

So, the lowest grain size is not appropriate to improve the surface roughness for the present original surface. As the objective is to define the best belt grain size to get the smoothest surface roughness, Fig. 3 shows that the best surface roughness  $R_a$  is obtained by the 20  $\mu\text{m}$  size belt. This grain size is a compromise between the ability to remove the original profile so as to generate its own signature, and the ability to induce small scratches that will lead to small roughness parameters  $R_a$  and  $R_{sm}$ .

### 3.2. Effect of abrasive grains size on residual stresses

This section compares the initial residual stresses induced by hard machining and the residual stresses induced by the various belts. Figure 8a and 8b present the residual stress profiles in the axial and circumferential directions respectively.

Residual stress profiles have been plotted by considering the effective amount of material removed by the process. So, the original residual stress profile starts on the horizontal axis with a depth of 0  $\mu\text{m}$ . On the contrary, the surface induced by the 100  $\mu\text{m}$  size belt is shifted of 30  $\mu\text{m}$ , as this aggressive belt has removed a depth of cut of 30  $\mu\text{m}$ . This shift was already observable in Fig. 7 (c).

As expected, it can be observed that the depth of cut is correlated to the grain size.

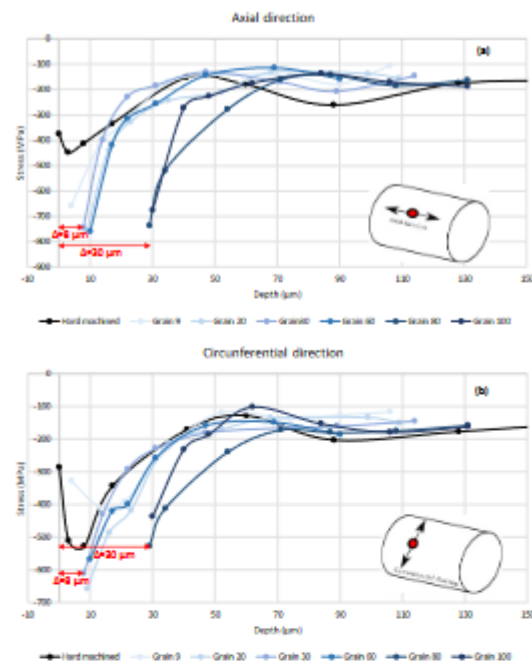


Fig. 8. Residual stress induced hard machining and belt finishing with various grain sizes in the: (a) axial direction and (b) the circumferential direction.

By comparing hard turning and belt finishing residual stress profiles, it can be observed that the original hard turning profile has a hooked shape. This is a typical curve already reported in the literature [14]. The belt finishing process introduces additional compressive stresses in the near surface. This is observed in both directions: axial direction ( $\approx 720\text{MPa}$ - $780\text{MPa}$  for the grain sizes 20 $\mu\text{m}$ , 30 $\mu\text{m}$  and 60 $\mu\text{m}$ ) and circumferential direction ( $\approx 550\text{MPa}$ - $650\text{MPa}$  for the grain sizes 20 $\mu\text{m}$ , 30 $\mu\text{m}$  and 60 $\mu\text{m}$ ). The affected depth corresponds to approximately 20 to 30  $\mu\text{m}$ . Beyond this depth, residual stresses return to the initial state (hard turning). The generation of compressive stresses within a thin layer was expected in accordance with previous works of [4,10]. They explained this trend by the mechanical scratching of the surface with a limited heat generation thanks to the low velocity and the presence of low friction coefficient (MQL) [2].

NB: the residual stress profile generated with the 9  $\mu\text{m}$  size belt keeps its hooked shape in the circumferential direction. This reveals that the original stress profile induced by the hard turning operation remains. This is in agreement with previous analysis on the surface roughness profiles.

The dispersions obtained in residual stresses measurements do not permit further comparisons between the various grains. It is therefore assumed that the best surface integrity is obtained for the smoothest surface topography obtained with 20  $\mu\text{m}$  size belt.

#### 4. Conclusion

The aim of this study was to investigate the effect of belt grain size on the surface integrity in the context of the automotive industry with a limited process duration. It has been shown that an optimal grain size exists around 20 to 30  $\mu\text{m}$ . This belt size combines an efficient material removal rate to eliminate the original surface roughness profile, and, at the same time, generates its own signature through small scratches. The best surface finishing was not obtained using low grain sizes (for example 9 $\mu\text{m}$ ) because they are not able to remove the original surface roughness profile induced by hard turning, and large grain sizes induces large scratches that limit the roughness improvement.

This work has also confirmed the ability of belt finishing to induce a compressive layer within a depth of 20  $\mu\text{m}$  irrespective of the grain size.

#### Acknowledgements

This work has been carried out with a financial grant from the Research Fund for Coal and Steel (RFCS) of the European Community under the FATECO project (grant agreement RFCS-02-2018 N°847284). The authors wish to thank Sidenor Aceros Especiales S.L. and Centro Ricerche Fiat CRF for their contribution in materials supply.

#### References

- [1] Klocke, F., Brinksmeier, E., Et Weiner T, K. Capability profile of hard cutting and grinding processes. *CIRP annals*, 2005, vol. 54, no 2, p. 22-45.
- [2] Rech, J., Kermouche, G., Claudin, C., et al. Modelling of the residual stresses induced by belt finishing on a AISI52100 hardened steel. *International Journal of Material Forming*, 2008, vol. 1, no 1, p. 567-570.
- [3] Rech, J. Et Grzesik, W. Characterization of the surface integrity induced by several superfinishing manufacturing procedures including hard turning, belt finishing and honing on a AISI52100 hardened steel. *Journal of Advances in Machining and Forming Operations*, 2009, vol. 1, p. 37-4.
- [4] Wang W, Salvatore F, Rech J, Et Jiamyong Li. Effects of belt's adhesive wear on surface integrity in dry belt finishing. *Procedia CIRP*, 2018, vol. 71, p. 31-34.
- [5] Ramesh, A., Melkote, S. N., Allard, L. F., et al. Analysis of white layers formed in hard turning of AISI 52100 steel. *Materials Science and Engineering: A*, 2005, vol. 390, no 1-2, p. 88-97.
- [6] Cabanettes F, Cherguy O, Courbon C, Giovenco A, Han S, Et Rech J. Towards the prediction of surface roughness induced by the belt finishing process : the influence of the workmaterial on the roughness reduction rate. *Procedia CIRP*, 2020, col. 87, pp. 210-215.
- [7] Khellouki A, Rech J, Et Zahouani H. The effect of abrasive grain's wear and contact conditions on surface texture in belt finishing. *Wear*, 2007, vol. 263, no 1-6, p. 81-87.
- [8] Mezghani S, Sura E, Et El Mansori M. The effect of belt finishing process variables on the topography of finished surfaces. *Tribol. Trans.*, 2008, vol. 51, no. 4, pp. 413-421.
- [9] El Mansori M, Sura E, Ghidossi P, Deblaise S, Et Dal Negro T. Toward physical description of form and finish performance in dry belt finishing process by a tribo-energetic approach. *Journal of materials processing technology*, 2007, vol. 182, no 1-3, p. 498-511.
- [10] Wang W, Salvatore F, Rech J, Et Jiamyong Li. Investigating adhesion wear on belt and its effects on dry belt finishing. *J. Brazilian Soc. Mech. Sci. Eng.*, 2018, vol. 40, no. 12, pp. 2119-2123.
- [11] Khellouki, A., Rech, J., Et Zahouani, H. The effect of lubrication conditions on belt finishing. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 2010, vol. 50, no 10, p. 917-921.
- [12] Khellouki A, Rech J, Zahouani H. Influence of the belt-finishing process on the surface texture obtained by hard turning. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture*, 2007, vol. 221, no 7, p. 1129-1137.
- [13] Khellouki A, Rech J, Et Zahouani H. Micro-scale investigation on belt finishing cutting mechanisms by scratch tests. *Wear*, 2013, vol. 308, no. 1-2, pp. 17-2
- [14] Rech J, Moisan A. Surface integrity in finish and turning of case-hardened steels. *Int J Mach Tool Manufact* 2003; 43:543-550.

# ANNEXE J – ARTICLE DE CONFERENCE - CSI 2022



Available online at [www.sciencedirect.com](http://www.sciencedirect.com)

ScienceDirect

Procedia CIRP 108 (2022) 282–286



[www.elsevier.com/locate/procedia](http://www.elsevier.com/locate/procedia)

6th CIRP Conference on Surface Integrity

## Residual stress profiles induced by machining of two types of 27MnCr5 hardened steels

Sangil Han<sup>\*,\*</sup>, Oussama Cherguy<sup>†</sup>, Frédéric Cabanettes<sup>‡</sup>, Herve Pascal<sup>§</sup>, Mehmet Cici<sup>¶</sup>, Joël Rech<sup>†</sup>

<sup>\*</sup>Université de Lyon, Ecole Centrale de Lyon - ENISE,  
LIDS, UMR CNRS 5513, 58 Rue Jean Parot, 42023 Saint-Etienne, France

<sup>\*</sup> Corresponding author. Tel.: +33-4-77-43-84-84; fax: 33-4-77-43-75-39. E-mail address: [sangil.han@enise.fr](mailto:sangil.han@enise.fr)

### Abstract

This paper investigates the influence of heat treatment on the surface integrity induced by a hard turning operation on a 27MnCr5 carburized steel. Two heat treatments have been investigated, leading to two residual stress profiles. After that, the steels with the two different case hardened conditions have been hard turned. Residual stress profiles induced by hard turning are analyzed for various cutting speeds and tool flank wear. As a result, it is shown that the final residual stress profiles generated after hard turning depends strongly on the original residual stress profiles.

© 2022 The Authors. Published by Elsevier B.V.

This is an open access article under the CC BY-NC-ND license (<https://creativecommons.org/licenses/by-nc-nd/4.0/>)

Peer review under the responsibility of the scientific committee of the 6th CIRP CSI 2022

**Keywords:** Residual stress; heat treatment; hard machining

### 1. Introduction

In the automotive industry, gears and gear shafts are commonly made of case-hardened steels, such as 27MnCr5 steel. Parts are pre-machined and then heat treated to reach their mechanical properties. After the heat treatment, various finish cutting processes can be used. Hard turning with c-BN inserts becomes even more popular as this process is very flexible and easy to handle. It is well known that the fatigue resistance of a shaft is determined by its surface integrity (surface roughness / residual stress state / microstructure) [1, 2]. As a consequence, several papers have investigated the influence of hard turning on the surface integrity of case-hardened steels. [2-5]. They concluded that cutting inserts and cutting conditions have a key effect on the final surface integrity, and especially on the residual stress profiles. However, none of these works have investigated the influence of the original residual stress profile induced by various heat treatments on the final residual stress profile after hard turning. This paper aims to investigate the

influence of two case-hardening conditions on the final residual stress profiles after hard turning for various cutting conditions.

### Nomenclature

$V_c$	cutting speed (m/min)
$f$	feed (mm/rev)
$a_p$	depth of cut (mm)
$VB$	flank wear width ( $\mu\text{m}$ )
$\sigma_x$	residual stress in the axial direction (MPa)
$\sigma_{\theta}$	residual stress in the circumferential direction (MPa)
$d$	depth of residual stress profile ( $\mu\text{m}$ )

### 2. Experimental methods

#### 2.1. Workpiece preparation

Two types of 27MnCr5 annealed steels were obtained from two steel makers. However, they have the same chemical

2212 8271 © 2022 The Authors. Published by Elsevier B.V.

This is an open access article under the CC BY-NC-ND license (<https://creativecommons.org/licenses/by-nc-nd/4.0/>)

Peer review under the responsibility of the scientific committee of the 6th CIRP CSI 2022

10.1016/j.procir.2022.03.048

This is a resupply of March 2023 as the template used in the publication of the original article contained errors. The content of the article has remained unaffected.

composition as given in Table 1. Both 27MnCr5 annealed steels were machined to have dimensions as shown in Fig. 1 and case hardened in two different heat treatment shops.

Table 1. Chemical composition of 27MnCr5 steel [3, 6].

C	Mn	Cr	Cu	Ti	Al	Si	S	P
0.23	1.1	1.0	<0.4	<0.01	0.015	0.1	0.025	<0.03

The type 1 steel was case-hardened by carburizing process. It was heated at 920 °C for 1h30 and cooled under a high nitrogen pressure (about 15 bars) very quickly. It was tempered at 150 °C in air for 2h. The type 2 steel was also case-hardened by carburizing process (internal heat treatment condition [6]). It was heated at 960 °C for 2h30 and quenched under a high nitrogen pressure (about 15 bars). It was tempered at 180 °C in air for 2h. As a result, two types of case-hardened steels exhibit some differences of hardness.

According to a diagram (carbon concentration vs. distance from the surface) shown by Goldstein and Moren [7], carbon concentration at a depth of 0.35 mm from the surface is about 1.0 % after carburization. Therefore, mechanical and thermo-physical properties of case hardened 27MnCr5 steel can be referred to those of AISI 52100 steel [8].

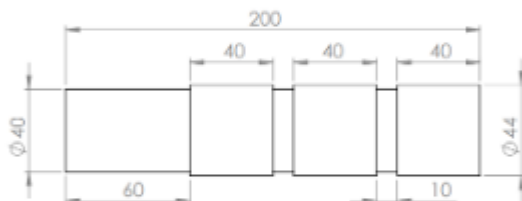


Fig. 1. Dimension of the rough bar. (unit: mm)

## 2.2. Hard machining of two types of 27MnCr5 hardened steels

Hard machining of these two 27MnCr5 hardened steels were conducted on a turning machine as shown in Fig. 2(a). A c-BN insert (Sandvik, DNGA 150408S01020) and a tool holder (Sandvik, DDJNL2020K1504) were employed in dry conditions. The geometry of the insert edge is given in Fig. 2(b). Hard turning tests were composed by two rough cuts (depth of cut  $a_p \approx 0.1$  mm) and a single finish cut (depth of cut  $a_p \approx 0.15$  mm). From hardness profiles of two steels, the case hardening depth (having desired hardness over 700 HV1 in this study) was found to be about 0.6 mm. Thus, to minimize its removal, it was decided to apply small depth of cut of  $a_p \approx 0.1$  mm during rough cut. The two rough cuts aims to calibrate the geometry of surfaces as some differences may exist among samples due to the heat treatment. Only the surface integrity induced by finish hard turning was analyzed.

The total depth of material removal was 0.35 mm ( $= 0.1 + 0.1 + 0.15$  mm). 8 surfaces have been hard turned (2 steels  $\times$  4 hard turning conditions). It is noted that the flank wear was generated by hard machining with conditions of  $V_c = 110$  m/min,  $f = 0.1$  mm/rev, and  $a_p = 0.15$  mm of a case-hardened bar for 12 minutes.

This work has investigated the influence of cutting speed ( $V_c$ ) and flank wear ( $VB$ ) on surface integrity. As shown in Table 2, Four different cutting conditions with three different levels of cutting speeds (e.g., 80, 110, 140 m/min) and two different levels of flank wear (e.g., 0, 70  $\mu$ m) were used in this study.

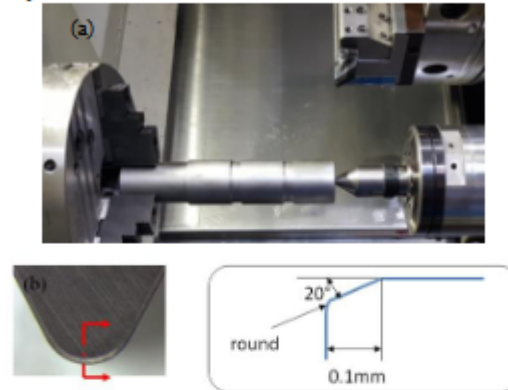


Fig. 2. (a) Experimental set-up for hard machining; (b) CBN insert and its cutting edge

Table 2. Hard machining conditions: rough and finish cuts.

Process	Cutting speed, $V_c$ (m/min)	Feed, $f$ (mm/rev)	Depth of cut, $a_p$ (mm)	Flank wear, $VB$ ( $\mu$ m)
Rough cut #1	80	0.1	0.1	0
Rough cut #2	80	0.1	0.1	0
Finish cut (1)	80	0.1	0.15	0
Finish cut (2)	110			0
Finish cut (3)	140			0
Finish cut (4)	110			70
Total removed depth (mm)			0.35	

## 2.3. Residual stress measurement of hard machined surfaces

Residual stress measurements of each hard turned surface were conducted with an X-ray diffraction (XRD) method. Residual stresses in the subsurface of the heat treated workpiece were also measured to look into the residual stress profiles induced by case-hardening. Experimental set up and conditions of the XRD measurement are shown in Fig. 3 and Table 3. Two components of residual stresses, such as circumferential and axial stresses, were measured. These components are denoted as  $\sigma_{xx}$  and  $\sigma_{yy}$  in Fig. 3(b).

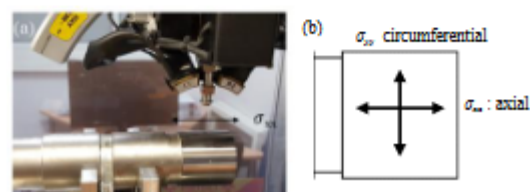


Fig. 3. XRD measurement set up of the hard machined surface.

Table 3. XRD measurement conditions.

Diffraction condition	Cr K $\alpha$ radiation with 18 kV, 4 mA
Wavelength	$\lambda = 2.291$ nm
-S1 (v/E)	$1.2 \times 10^{-4}$ GPa $^{-1}$
S2/2 (1+v)/E	$5.67 \times 10^{-4}$ GPa $^{-1}$
Plan {h k l}	{-2 1 1}
Bragg's angle	$2\theta = 155.1^\circ$
Beam size	$\phi 2$ mm
Polishing strategy	Eletropolishing process

In this study, residual stress profiles can be characterized by some magnitudes, such as 'Surface stress' (MPa), 'Compressive valley intensity' (MPa), 'Compressive valley position' ( $\mu\text{m}$ ), and 'Affected depth' ( $\mu\text{m}$ ) in the profile as shown in Fig. 4.

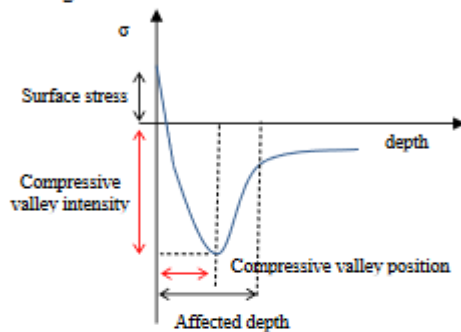


Fig. 4. Characterization of a residual stress profile [9].

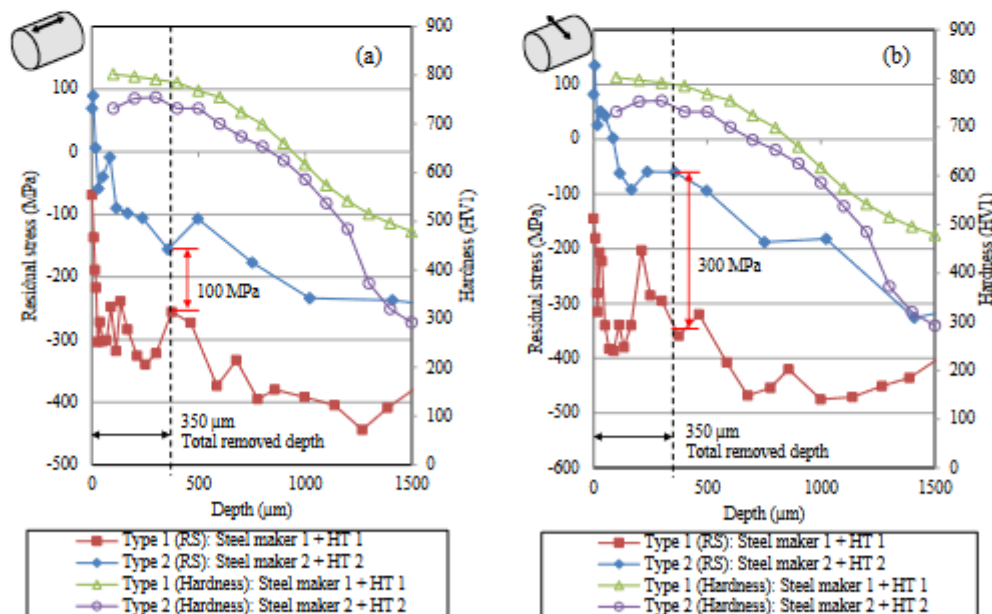


Fig. 5. Residual stress and hardness profiles of two types of 27MnCr5 case-hardened steels: (a) axial direction, (b) circumferential direction. (hardness in type 2 [6])

### 3. Results and discussion

#### 3.1. Residual stress and hardness profiles of two types of 27MnCr5 steels after case hardening

Residual stress and hardness profiles of two types of 27MnCr5 case hardened steels are shown in Fig. 5. The case-hardened layer exhibits a compressive residual stress state, which was expected. Indeed, the transformation of perlite-ferrite into martensite induces an increase of the volume, which leads to compressive stresses [10].

When comparing the two types, greater compressive residual stresses was induced in the type 1 hardened steel, as compared to the type 2 one. Higher compressive residual stress of type 1 steel can be attributed to its lower tempering temperature than that of type 2 one (150 °C vs. 180 °C). Réti [11] stated that, at higher tempering temperature, more retained austenite transforms into martensite, decreasing in volume. Consequently, decrease in compressive residual stress at higher tempering temperature was seen.

Total removed depth of 350  $\mu\text{m}$  by machining (Table 2) is indicated in the residual stress profiles in Fig. 5. The final machined surface corresponds to the depth of 350  $\mu\text{m}$  in the residual stress profile. Thus, the residual stress difference between two types of steels is indicated at the depth of 350  $\mu\text{m}$  with a red arrow. The type 1 and type 2 hardened steels have different hardness (790 HV1 vs. 750 HV1) at the depth of 350  $\mu\text{m}$  due to different heat treatment conditions.

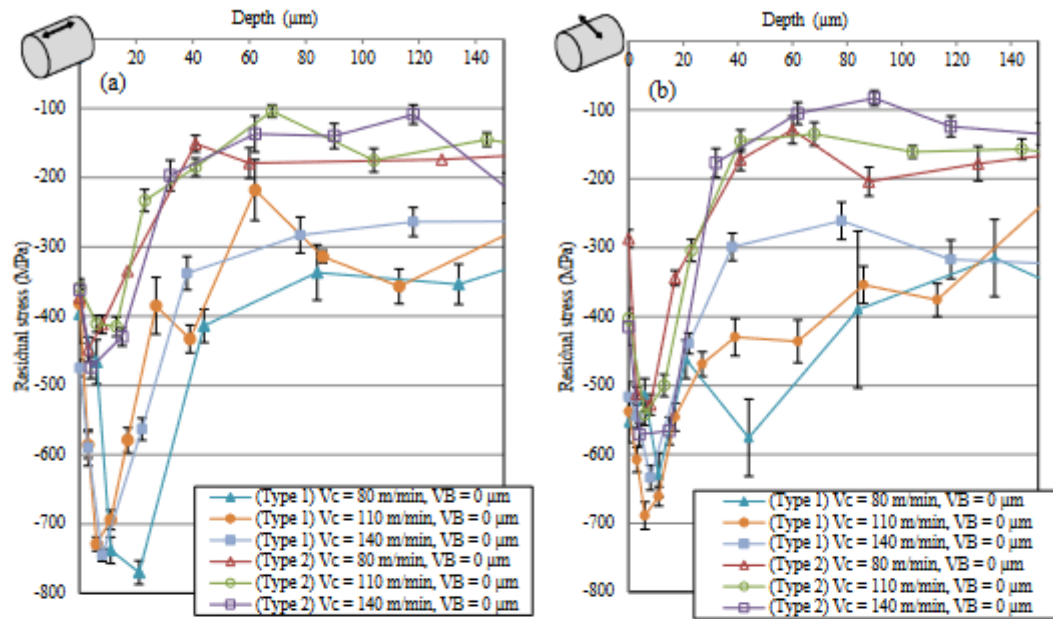


Fig. 6. Residual stress profiles after machining with different cutting speeds ( $V_c = 80, 110, 140$  m/min) of case-hardened 27MnCr5 steel (type 1 vs. type 2): (a) axial direction; (b) circumferential direction.

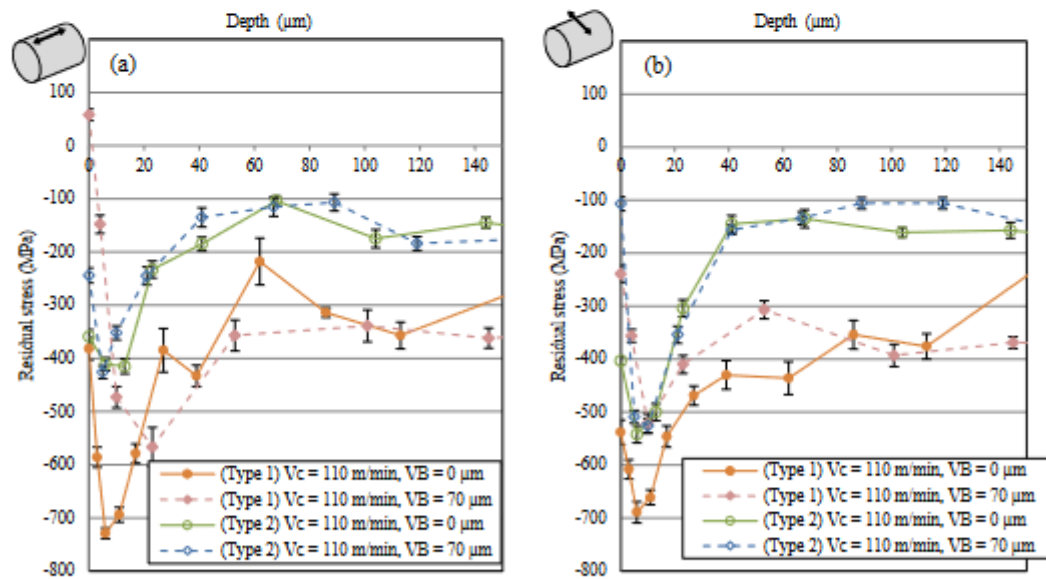


Fig. 7. Residual stress profiles after machining with different flank wear ( $V_B = 0, 70$   $\mu\text{m}$ ) of case hardened 27MnCr5 steel (type 1 vs. type 2): (a) axial direction; (b) circumferential direction.

This is a resupply of March 2023 as the template used in the publication of the original article contained errors. The content of the article has remained unaffected.

### 3.2. Residual stress profiles after machining of case-hardened 27MnCr5 steel

After hard machining, residual stress profiles (in axial and circumferential directions) induced by three cutting speeds ( $V_c = 80, 110, 140$  m/min) with a new tool ( $VB = 0$   $\mu\text{m}$ ) are shown in Fig. 6. Residual stress profiles have a hooked shape, which is in accordance with previous scientific works [2-5]. The surface residual stress and intensities of compressive valleys in all profiles are compressive. They are more compressive than that of the bulk. Mechanical effect such as plastic deformation can induce such high compressive residual stress after hard machining.

There is an offset between two groups of profiles (type 1 vs. type 2) through all depths – a heat affected depth ( $0 < d < 40$   $\mu\text{m}$ ) and a bulk region ( $40 < d < 140$   $\mu\text{m}$ ). Within the heat affected depth, overall compressive residual stresses, such as surface stresses (MPa) and compressive valley intensities (MPa) of type 1 is bigger than those of type 2. Recall that residual stress induced by heat treatment (HT) of type 1 was greater than those of type 2 (Fig. 5). The difference in the HT residual stresses seems to affect this offset between two profiles after machining.

As shown in Fig. 6, in all residual stress profiles with three cutting speeds ( $V_c = 80, 110, 140$  m/min) in each type of steel, compressive valley positions were generated within 20  $\mu\text{m}$ , and affected depth was created within 40  $\mu\text{m}$ . Their overall residual profiles seem to be very similar in terms of compressive valley intensity (MPa), compressive valley position ( $\mu\text{m}$ ), and affected depth ( $\mu\text{m}$ ). For a given cutting speed range in this study, difference in residual stress profile is not significant.

Fig. 7 shows residual stress profiles (in axial and circumferential directions) induced by two different levels of flank wear ( $VB = 0, 70$   $\mu\text{m}$ ) with the same cutting speed of  $V_c = 110$  m/min. The surface stress and compressive valley intensity produced by a worn tool ( $VB = 70$   $\mu\text{m}$ ) moved toward the tensile direction, as compared to those by a new tool ( $VB = 0$   $\mu\text{m}$ ). The amount of shift of the surface residual stress toward tensile stress in type 1 are 440 MPa and 299 MPa in axial and circumferential directions. Those amounts in type 2 are 115 MPa and 296 MPa in axial and circumferential directions.

Additional heat flux generated by rubbing between flank wear and workpiece surface can be flowed into the workpiece surface. Gumbert et al. [5] stated that this thermal effect can move residual stresses toward tensile stress in case hardened steel. For this reason, moderate level of flank wear of  $VB = 70$   $\mu\text{m}$  was employed to minimize the thermal effect in this study. However, the amounts of shift toward tensile stress in both type 1 and type 2 are still significant.

Compressive residual stress was induced after hard machining in gentle cutting conditions in this study. The higher compressive stress can be beneficial because it was shown to increase fatigue strength [12-14]. Higher initial compressive residual stress after heat treatment can induce higher compressive residual stress after hard machining. Thus, initial residual stress after heat treatment needs to be studied before hard machining. Considering factors, such as initial HT residual stresses and machining conditions, residual stresses after hard machining of different types of case hardened steels

can be predicted and analysed.

### 4. Conclusion

Hard machining of two types of 27MnCr5 case hardened steels was performed and their residual stresses were analysed and compared (type 1 vs. type 2) in this study. Following conclusions can be drawn:

- Heat treatment plays an important role in generating residual stress profiles before and after hard machining. The amount of initial compressive residual stress depends on heat treatment conditions.
- For a gentle cutting speed range ( $V_c = 80, 110, 140$  m/min) in this study, cutting speed is not an influential parameter to change residual stress profiles.
- Hard machining with a moderate flank wear ( $VB = 70$   $\mu\text{m}$ ) moved residual stress profiles toward tensile stress. In particular, the shift of surface residual stress toward tensile stress is significant.

### Acknowledgements

The authors thank the FATECO project (grant agreement RFCS-02-2018 No. 847284) under the Research Fund for Coal and Steel (RFCS) of the European Community for funding this research.

### References

- [1] Matsumoto Y, Hashimoto F, Lahoti G. Surface integrity generated by precision hard turning. *CIRP Annals* 1999;48:1-59-62.
- [2] Rech J, Hamdi H, Valette S. "Workpiece surface integrity" in the bookchapter of "Machining: fundamentals and recent advances". Editions Springer, July 2008, XIV, ISBN: 978-1-84800-212-8:59-96.
- [3] Rech J, Moisan A. Surface integrity in finish hard turning of case-hardened steels. *Int J Mach Tool Manufact* 2003;43:543-550.
- [4] Rech J, Claudin C. Influence of cutting tool constitutive parameters on residual stresses induced by hard turning. *International Journal for Machining and Machinability of Materials* 2008;4:1-39-25.
- [5] Gumbert F, Escursell M, Jacobson M. The influence of cutting parameters on residual stresses and surface topography during turning of 18MnCr5 case carburised steel. *J. Mater. Process. Technol.* 2006;174:82-90.
- [6] Pérez M. Metallurgical assessment of the manufactured steel. Internal project report of the FATECO project, July 2020.
- [7] Goldstein JI, Moren AE. Diffusion modeling of the carburization process. *Metallurgical transaction A* 1978;9A:1515-1525.
- [8] Guo YB, Liu CR. Mechanical properties of hardened AISI 52100 steel in hard machining processes. *J. Manuf. Sci. Eng. Trans. ASME* 2002;124:1-9.
- [9] Dumas M, Valiorgue F, Kemmouche G, Van Robbeys A, Masciantonio U, Brosse A, Karaoui H, Rech J. Evolution of the surface integrity while turning a fillet radius in a martensitic stainless steel 15-3PH. *Procedia CIRP* 2020;87:101-106.
- [10] Griffith B. *Manufacturing surface technology*. Preston Press; 2001.
- [11] Réti T. Residual stresses in carburised carbonitrided and case-hardened components (Part 1). *Heat treatment of metals* 2003;4:83-96.
- [12] Tonshoff HK, Arendt C, Ben Amor R. Cutting of hardened steel. *CIRP Annals* 2000;49/2:547-566.
- [13] Agha SR, Liu R. Experimental study on the performance of superfinish hard turned surfaces in rolling contact. *Wear* 2000;244:52-59.
- [14] Javidi A, Rieger U, Eichlseder W. The effect of machining on the surface integrity and fatigue life. *Int. J. Fatigue* 2008;30:2050-2055.





# ANNEXE K – ARTICLE DE CONFERENCE – CSI 2022



Available online at [www.sciencedirect.com](http://www.sciencedirect.com)

ScienceDirect

Procedia CIRP 108 (2022) 513–518



[www.elsevier.com/locate/procedia](http://www.elsevier.com/locate/procedia)

6th CIRP Conference on Surface Integrity

## Effect of innovative finishing operations on the tribological performance of steel 27MnCr5

A. Madariaga<sup>a\*</sup>, F. Abedrabbo<sup>a</sup>, D. Soriano<sup>a</sup>, R. Fernandez<sup>a</sup>, P.J. Arrazola<sup>a</sup>, O. Cherguy<sup>b</sup>, F. Cabanettes<sup>b</sup>, J.Rech<sup>b</sup>, E. Butano<sup>c</sup>, F. Gili<sup>c</sup>, D. Mangherini<sup>c</sup>

<sup>a</sup>Mondragon Unibertsitatea, Faculty of Engineering, Loramendi 4, Arrasate-Mondragón, 20500, Spain

<sup>b</sup>University of Lyon, École Centrale de Lyon - ENISE, LTDS CNRS UMR 5513, 58 rue Jean Parot, 42023 Saint-Etienne, France

<sup>c</sup>C.R.F. S.C.p.A., Strada Torino 50, 10043 Orbassano, ITALY

\* Corresponding author. Tel.: +(34) 943794700. E-mail address: [amadariaga@mondragon.edu](mailto:amadariaga@mondragon.edu)

### Abstract

Transmission shafts used in the automotive sector must have a good tribological performance, and therefore an enhanced surface integrity. This paper aims to study the effect of eco-friendly innovative finishing operations (belt finishing, cryogenic grinding and dry grinding) on the surface integrity and tribological performance of steel grade 27MnCr5, and compare to the behavior of components produced by conventional wet grinding process. For that purpose, a total of seven finishing conditions were analysed: wet grinding as reference, two dry grinding conditions, two cryogenic grinding conditions and two hard turning+belt finishing conditions. The surface integrity (roughness, residual stresses, hardness and microstructural defects) of samples was assessed. Finally, the step-loading test method was used to determine the scuffing resistance of the samples. Tested innovative finishing operations led to higher scuffing resistance than conventional wet grinding. Results demonstrate that higher surface hardness and roughness leads to higher scuffing resistance, while the effect of surface residual stresses is not significant.

© 2022 The Authors. Published by Elsevier B.V.

This is an open access article under the CC BY-NC-ND license (<https://creativecommons.org/licenses/by-nc-nd/4.0>)

Peer review under the responsibility of the scientific committee of the 6th CIRP CSI 2022

**Keywords:** belt finishing, grinding, cryogenic, surface integrity, tribology

### 1. Introduction

The European Union is committed to reducing the number of traffic accident victims. To attain this goal, the first step is to reduce the probability of accidents and, given that component failures is one of the main causes for vehicle accidents [1], the likelihood of piece failures must be minimised. More than 25% of the component failures in vehicles are related to transmission parts [2], such as, shafts and gears of the gearboxes. The main way to reduce the risk of failure is improving the component properties, mainly the fatigue and tribological performance. Shafts and gears work in sliding contact with their counter part transmission components, and therefore they must possess good

tribological performance in terms of wear and friction. Undoubtedly, to reach or improve the tribological requirements, manufacturing of components with enhanced surface integrity (SI) is a key factor.

Focusing on transmission shafts, the finished surface of the contact region of transmission is usually produced by grinding with conventional coolants. Unfortunately, conventional cooling systems are associated with environmental, health, and cost issues in grinding operations [3]. Beyond this context, several eco-friendly approaches alternative to the finishing operations have been explored for the last years, to produce the target surface integrity without lubricant or with a minimum quantity (MQL).

2212 8271 © 2022 The Authors. Published by Elsevier B.V.

This is an open access article under the CC BY-NC-ND license (<https://creativecommons.org/licenses/by-nc-nd/4.0>)

Peer review under the responsibility of the scientific committee of the 6th CIRP CSI 2022

10.1016/j.procir.2022.03.080

This is a resupply of March 2023 as the template used in the publication of the original article contained errors. The content of the article has remained unaffected.

The application of cryogenic grinding is one of the most promising alternatives. In their early study, Chattopadhyay et al. extensively analysed [4-6] the use of LN2 in grinding process of a variety of steels, and they found that it reduces cutting forces and tensile residual stresses compared to conventional grinding. Sanchez et al. [7] reported that the application of CO2 and MQL reduces wheel wear compared to wet grinding, without negatively affecting the surface roughness and microstructure of the workpiece. Abedrabbo et al. [3] compared the surface integrity generated in 27MnCr5 steel (commonly used for automotive applications) when grinding with a CBN wheel and using conventional cooling, LN2 and LN2 +MQL. Interestingly, they demonstrated that LN2 can produce similar surface integrity characteristics (low roughness, compressive residual stresses and absence of microstructural defects) to those obtained when using conventional pollutant coolants.

Combination of hard machining and belt finishing is another interesting approach to produce shafts with improved surface integrity [8,9]. The main benefits provided by the inclusion of belt finishing after the hard machining are: i) roughness improvement ( $R_a \sim 0,1 \mu\text{m}$ ), ii) generation of high compressive residual stresses in the surface layer, iii) removal of surface layer defects produced in preceding process, and thus leading to a very stable surface quality of the final product. Importantly, recent developments have shown that the belt finishing process does not require the use of a high amount of lubrication, reducing the environmental impact. An oil mist with a vegetal oil is sufficient to induce a strong compressive layer as well as to drastically reduce the surface roughness [10,11].

The capacity of these eco-friendly approaches to produce similar or even better SI properties than conventional processes is demonstrated. Particularly, the combination of hard turning and belt finishing reduces significantly the roughness and increases compressive residual stresses. However, there is a lack of research on the impact of surface integrity on tribological properties of the final product [12] and further research is necessary to clarify: i) which SI parameters are directly link to the tribological behavior and ii) if the innovative processes also improve the tribological behavior. Beyond this context, this study is aimed at evaluating the surface integrity and tribological behavior of 27MnCr5 steel samples produced by conventional grinding, dry grinding, cryogenic grinding (using LN2 coolant) and hard turning + dry belt finishing.

## 2. Material and specimen manufacturing

The 27MnCr5 steel widely used in the automotive industry was selected for this study. The cylindrical specimens were carburised prior to grinding and hard turning + belt finishing tests. This heat treatment led to a martensitic structure with a surface hardness of 59-64 HRC and a carburised layer of 0.7-0.9 mm in the outer diameter. The geometry of the specimens is shown in Fig. 1. Then, a total of 35 specimens were produced, five by each finishing condition: wet grinding (WG), two dry grinding conditions (DGA, DGB), two cryogenic

grinding conditions (CGA, CGB) and two hard turning+belt finishing conditions (BF30, BF60).

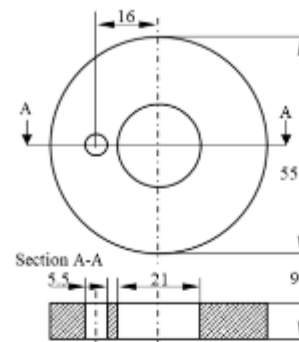


Fig. 1. Geometry of the specimens.

Wet and dry grinding tests were carried out in a Lizzini grinding machine using CBN wheels (ref. B107 900804 for wet and ref. B91 102025 for dry conditions). The wheel was dressed before each of the finishing tests. Five specimens were produced using emulsion (WG) at feed of  $1 \mu\text{m}/\text{rev}$ , grinding wheel speed  $V_s = 70 \text{ m/s}$ , workpiece speed  $V_o = 222 \text{ rpm}$ . Two batches of five specimens were produced at dry conditions (cooled compressed air) using the same  $V_s = 70 \text{ m/s}$ , pre-finishing feed of  $2 \mu\text{m}/\text{rev}$  and finishing feed of  $1 \mu\text{m}/\text{rev}$  but changing the sample speed; i) DGA:  $V_o = 222 \text{ rpm}$  and ii) DGB:  $V_o = 259 \text{ rpm}$ . Test conditions are summarised in Table 1.

Table 1. Finishing conditions of wet and dry grinding tests

Test	$V_s$ (m/s)	$V_o$ (rpm)	Feed ( $\mu\text{m}/\text{rev}$ )	Coolant
WG	70	222	1	Emulsion
DGA	70	222	1	Cooled air
DGB	70	259	1	Cooled air

Cryogenic grinding tests were done in a Danobat cylindrical grinding machine using a CBN wheel (ref. 3D1V-400-15-5-25-27-B107-SA-100-V69M). A jet of liquid nitrogen (LN2) was directly applied to the grinding wheel into a near zone between the contact of the wheel and workpiece (2 cm approx.), using a circular nozzle with a diameter of 5 mm, and inclined approximately  $45^\circ$  with respect to the workpiece surface. The liquid LN2 was storage in a tank with a pressure of 2 bar. A conduit allowed the nitrogen to fluid from the tank to a phase separator, and then to flow to the nozzle. The phase separator ensured that nitrogen impacted the wheel in liquid stage. The wheel was dressed before each of the finishing tests. Two batches of five specimens were produced using two different finishing conditions at fixed infced rate of  $0.3 \text{ mm}/\text{min}$ : i) CGA: grinding wheel speed  $V_s = 40 \text{ m/s}$ , workpiece speed  $V_o = 300 \text{ rpm}$  and ii) CGB:  $V_s = 52.6 \text{ m/s}$  and  $V_o = 100 \text{ rpm}$ . Test conditions are summarised in Table 2.

Table 2. Finishing conditions of cryogenic grinding tests

Test	$V_s$ (m/s)	$V_o$ (rpm)	Feed (mm/min)	Coolant
CGA	40	300	0.3	LN2
CGB	52.6	100	0.3	LN2

Before the belt finishing operation, the specimens were hard turned in a CMZ CNC lathe under dry conditions. In all tests, a CNMG 120408 WF 1115 insert from Sandvik was used, a cutting speed  $V_c=80$  m/min, feed rate  $f=0.1$  mm/rev and depth of cut  $a_p=0.15$  mm. Then two batches of five specimens were obtained by dry belt finishing using a SUPFINA machine installed on a CMZ CNC lathe, using two different alumina grain sizes:  $30\ \mu\text{m}$  and  $60\ \mu\text{m}$ , for conditions identified as BF30 and BF60 respectively. Other process parameters were defined based on previous studies and were kept constant: oscillation frequency of 12 Hz, amplitude of 0.5 mm, applied force of 150 N during 60 s, workpiece rotation speed of 900 rpm, and feed of 0.6 mm/rev. These values correspond to optimum values based on previous studies [10–13]. Table 3 summarises the fixed and variable parameters of the belt finishing tests.

Table 3. Belt finishing conditions

	Parameters	Units	Values
Fixed	Finishing belt grains material		$\text{Al}_2\text{O}_3$
	Roller Hardness	(Shore)	80
	Roller Young modulus	(MPa)	50
	Roller Poisson's ratio		0.5
	Roller radius	(mm)	35
	Roller width	(mm)	50
	Oscillation frequency	(Hz)	12
	Oscillation amplitude	(mm)	0.5
	Workpiece rotation speed	(rev/min)	900
	Applied force	(N)	150
	Process time	(s)	60s
	Belt feed rate	(mm/s)	0.6
BF30	Abrasive grain size	( $\mu\text{m}$ )	30
BF60	Abrasive grain size	( $\mu\text{m}$ )	60

### 3. Surface integrity characterisation

Residual stresses were measured in the axial and hoop directions of the specimens by X-Ray diffraction method using a Proto XRD diffractometer.  $\text{K}\alpha$  radiation was observed using a Chrome X-ray tube operating at 20 kV and 4 mA and a collimator with a diameter of 2 mm. To quantify residual stresses Bragg angle  $156^\circ$  was used, which corresponds to  $\{2\ 1\ 1\}$  diffraction plane. To measure the in-depth residual stresses, surface layers were removed by electropolishing in successive steps.

The surface roughness was measured in the axial direction of the machined surface employing a Mitutoyo roughness tester SJ-210 and following the ISO 4287:1997 standard. A cut-off length of 0.8 mm and a sampling number of 5 was used in the measurements, characterising a total length of 4 mm. The roughness measurements were taken at three equidistant points separated by  $120^\circ$  in the outer diameter of the specimen. Finally, the mean value of the three tested surfaces was averaged for each finishing condition.

The microhardness profile of the machined surfaces was characterised using a hardness tester ZWICK. For that purpose, a load of 50 g and a loading time of 10 s was applied in the indentations. These profiles were generated from the surface to the bulk of the material in four steps of  $25\ \mu\text{m}$  near the surface, followed by four steps of  $50\ \mu\text{m}$ , seven steps of  $100\ \mu\text{m}$ , and a final increment of  $500\ \mu\text{m}$ , characterising a total depth of 2 mm. Three repetitions per finishing conditions were done.

The microstructure of the machining affected layer was observed by optical microscopy. Samples were cut out by wire electro discharge machining from one specimen of each machining condition. These samples were polished and etched with Nital (5%) solution. Finally, the subsurface microstructure was observed on an optical microscope equipped with a digital camera Leica DMC 2900. The micrographs were obtained using a magnification of  $\times 500$  and analysed using Leica LAS V4.9. software.

### 4. Tribology tests

The most critical aspects for the shafts performance from a tribological point of view are the sliding contact areas with supports and the scuffing risk. All scuffing tribological test protocols involve a progressive increase in the severity of contact and interaction between the test surfaces until scuffing occurs. In present work the step-loading test method was used: the contact load is increased in pre-determined discrete steps and duration until scuffing occurs, whereas all other test variables are held constant. Scuffing resistance is then determined by the values of applied load at which scuffing failure occurs and an abrupt increase of friction coefficient is recorded (Fig. 2).

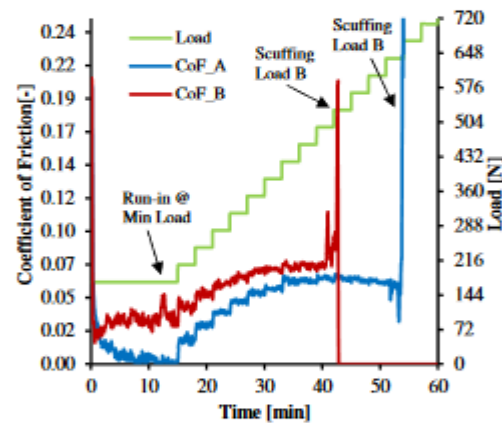


Fig. 2. Example of step-loading test.

The shaft-support pure sliding contact condition was reproduced by a block-on-ring test configuration (Fig. 3). The 27MnCr5 finished disc was driven in rotation by the tribometer horizontal shaft at 850 rpm and a counterpart 100Cr6 polished coupon was then pressed against its peripheral surface by a pneumatic actuator. The load, as described above, was then increased until seizure starting from a min value of 172 N up to a theoretical max value of 892 N by 36 N increasing steps. An oil dropping set at 1 ml/min operated by a peristaltic pump ensured the boundary lubrication condition in the contact area between the two specimens. A transmission low viscosity oil (4,3CSt @100°C, 15CSt @14°C) was used for lubrication purposes. Three test repetitions were carried out for each ring finishing condition.

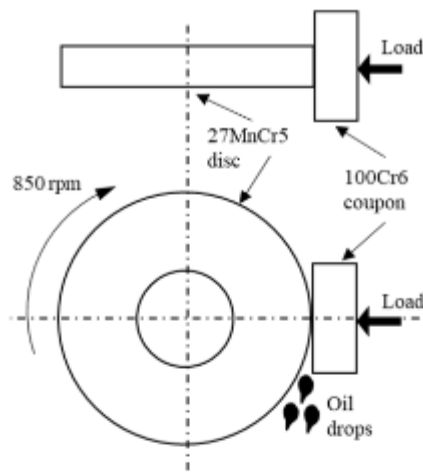


Fig. 3. Scheme of the tribological tests.

## 5. Results and Discussion

### 5.1. Residual Stresses

Fig. 4 presents the residual stress results for the different processes and parameters. Each process studied induced additional compressive residual stresses near the surfaces (first 20  $\mu\text{m}$ ), being more compressive in the axial direction than in the circumferential direction.

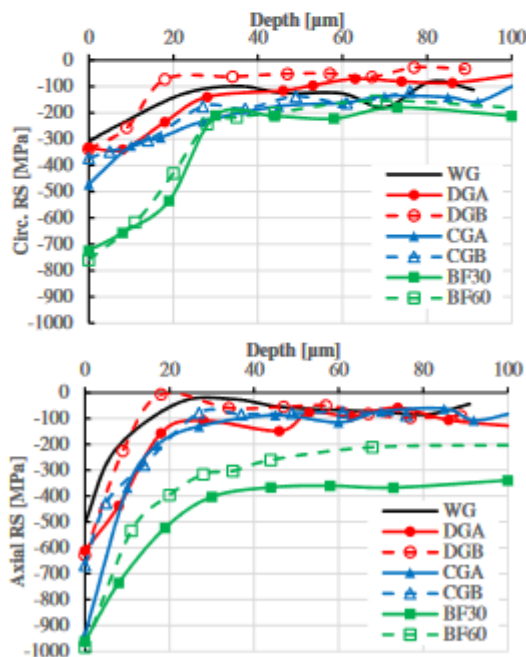


Fig. 4. Circumferential and axial residual stresses for the different processes.

Both cryogenic (CGA, CGB) induced slightly more compressive residual stresses than dry grinding (DGA, DGB) and conventional wet grinding (CWG) process. Interestingly, the belt finishing, independent of the grit size used in the tests, induced the best compressive residual stresses,  $\approx 950$  MPa in the axial direction and  $\approx 750$  MPa in the hoop direction. Moreover, the magnitude of these compressive residual stresses was higher beneath the surface than those produced by other processes, particularly in the axial direction. These higher compressive residual stresses are probably due to ploughing effect of the abrasive grains which is acting mainly in the axial direction. Although results are not included, it should be noted that the hard turning process applied before the belt finishing step, induced maximum compressive stresses of 400 MPa and 500 MPa respectively for axial and circumferential directions.

### 5.2. Roughness

Fig. 5 summarises the results obtained in the roughness measurements. In all tested surfaces average roughness  $R_a$  was below  $0.3 \mu\text{m}$ . Both dry grinding conditions produced slightly rougher surfaces (DGA,  $R_a \approx 0.28 \mu\text{m}$ ; DGB  $R_a \approx 0.25 \mu\text{m}$ ) than the reference conventional wet grinding process ( $R_a \approx 0.19 \mu\text{m}$ ). Both cryogenic grinding and belt finishing conditions led to lower roughness  $R_a$  than the wet grinding, but also slightly higher peak to valley  $R_t$  values. It must be highlighted that when belt finishing with the grit grain sizes of  $30 \mu\text{m}$ , really smooth surfaces were reached,  $R_a < 0.073 \mu\text{m}$ .

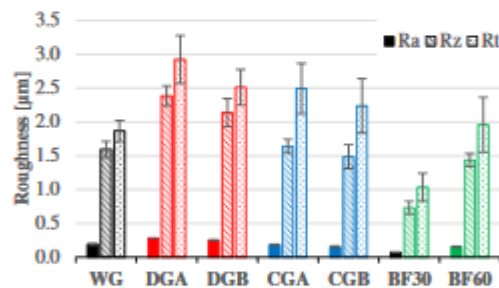


Fig. 5. Roughness generated by tested finishing conditions.

### 5.3. Microhardness

Microhardness profiles measured in the surface layer of the seven tested conditions are shown in Fig. 6. The five grinded surfaces showed  $HV_{0.05}$  hardness values above 700 within the first 0.5 mm. This implies that the properties of the carburised layer were not severely affected by the selected process conditions. However, it seems that there is a very slight reduction of the hardness near the surface, which could be due to the thermal effect (softening) or uncertainty of the measurement (indentation close to the border). Nevertheless, the hardness of the belt finished surfaces was lower than the grinded surfaces, and it also seems that the carburised layer is thinner. Therefore, this reduction in hardness could be because initially the specimens had a lower hardness, or more probably

due to the higher amount of material removed during hard turning.

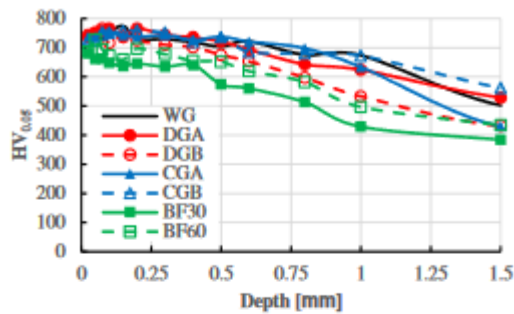


Fig. 6. Microhardness profiles obtained by tested conditions.

5.4. Microstructure

Fig. 7 shows the main microstructural defects observed in the surface layer of the specimens manufactured by the different processes and parameters.

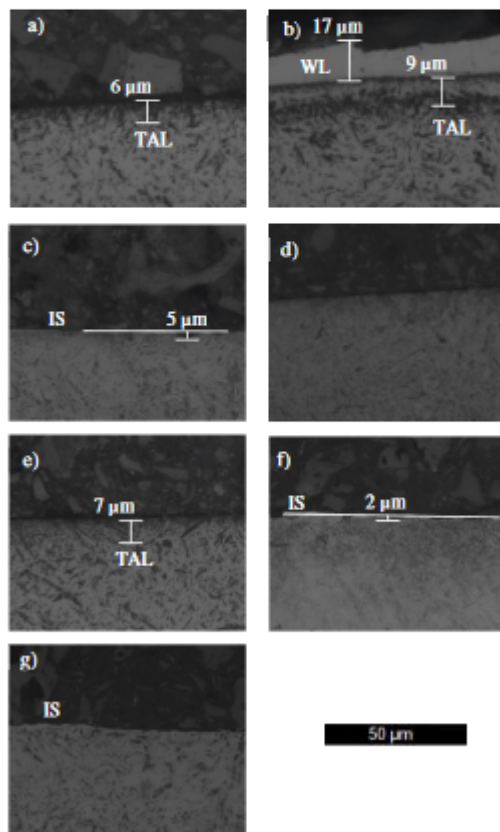


Fig. 7. Microstructure of the surface layer produced by a) WG, b) DGA, c) DGB, d) CGA, e) CGB, f) BF30 and g) BF60

The conventional wet grinding did not generate significant microstructural alterations, and only a thermally affected layer (TAL) thinner than 6 μm was found in some regions (see Fig. 7a). Cryogenic grinding also produced a very thin TAL when using the highest cutting speed (CGB, see Fig. 7e) and no defects were observed when decreasing the cutting speed (CGA, Fig. 7d). Similarly, both belt finishing conditions did not generate microstructural alterations, and only a very shallow irregular surface (IS) was found in both conditions (see Fig. 7f and Fig. 7g).

However, dry grinding conditions produced more significant microstructural alterations. Particularly, DGA generated a white layer with maximum thickness of 17 μm as consequence of the aggressiveness of the process (high amount of heat generated) as can be seen in Fig. 7b. Additionally, an irregular surface (≈5 μm) was generated when grinding under dry conditions. This finding is also aligned with the rougher surfaces measured in these two surfaces, as already discussed in section 5.2.

5.5. Tribological behaviour

Bar chart in Fig. 8 shows the average value of Scuffing Load (SL) for the innovative finishing conditions: all the innovative finishing technologies show an improved scuffing resistance if compared to WG, set as the reference technology.

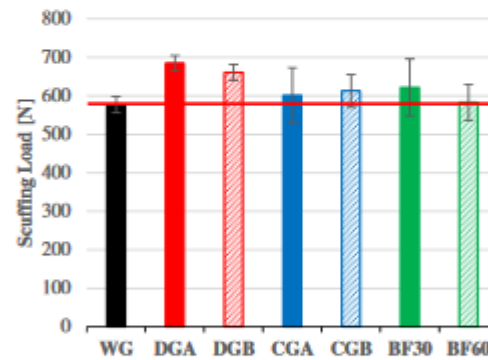


Fig. 8. Average value of Scuffing Load for tested conditions.

To find the correlation between the Scuffing resistance and the SI characteristics in Figs. 9-11, three graphs are reported in which each of the relevant surface parameters (hardness, roughness and surface circumferential residual stress) is showed with SL. In general, SL increases with increasing surface hardness, confirming previous findings on this topic, and decreases with decreasing roughness probably due to a lower surface wettability, whereas it does not show any correlation with surface residual stress status.

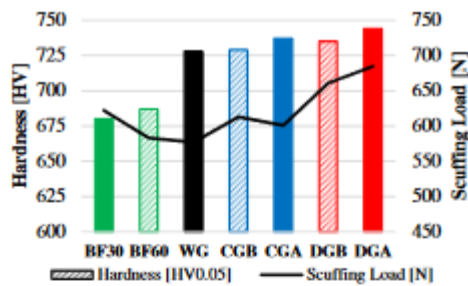


Fig. 9. Scuffing Load vs Hardness.

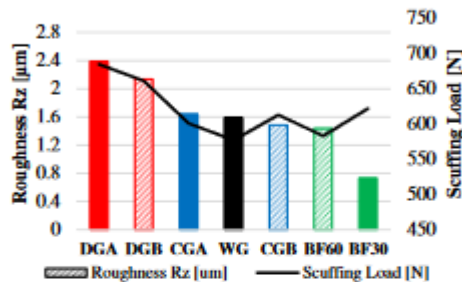


Fig. 10. Scuffing Load vs Roughness Rz.

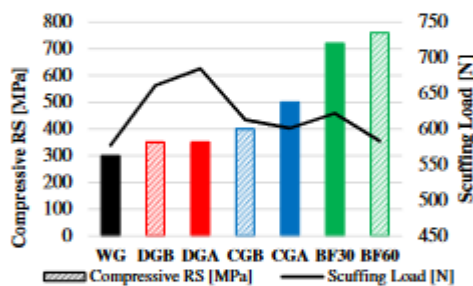


Fig. 11. Scuffing Load vs Residual Stresses.

## 6. Conclusions

This research analysed the effect of eco-friendly processes on the surface integrity and tribological performance of steel grade 27MnCr5. The main conclusions are:

- All tested innovative finishing operations generated compressive residual stresses near the surface. The most compressive residual stresses were generated by belt finishing reaching values  $\approx -700$  MPa in the circumferential direction and  $\approx -900$  MPa in the axial direction.
- Surface roughness  $Ra$  was below  $0.3 \mu\text{m}$  in all tested conditions, and the smoothest surfaces were obtained by belt finishing.
- Microhardness measurements showed that the carburised layer was not significantly affected by the

innovative finishing operations. No significant microstructural defects were observed in samples manufactured by cryogenic grinding and belt finishing. However, very thin white layers were detected in the samples produced by dry grinding.

- The scuffing resistance of the samples produced by innovative finishing conditions was higher than the samples generated by wet grinding. The scuffing resistance increased when increasing the hardness and surface roughness, whilst the effect of surface residual stress was unclear.

## Acknowledgements

This work was supported by the project FATECO [GA:847284, 2018, Research Fund for Coal & Steel] and CRIOGRIND [PUF2021\_1\_0010, 2021, Basque Government]. The authors wish to thank Mehmet Cici from ENISE for the accomplishment of the turning and belt finishing tests and Hervé Pascal for the residual stress measurements.

## References

- [1] Singh S. Critical reasons for crashes investigated in the national motor vehicle crash causation survey. NHTSA, 2015.
- [2] Heyes AM. Automotive component failures. Eng Fail Anal 1998; 5(2): 129-141.
- [3] Abedrabbo F, Soriano D, Madariaga A, Fernández R, Abolghasem S, Arrazola P J. Experimental evaluation and surface integrity analysis of cryogenic coolants approaches in the cylindrical plunge grinding. Sci Rep 2021; 11(1): 1-14.
- [4] Chattopadhyay AB, Bose A, Chattopadhyay AK. Improvements in grinding steels by cryogenic cooling. Precis Eng 1985; 7: 93-9.
- [5] Paul S, Bandyopadhyay PP, Chattopadhyay AB. Effects of cryo-cooling in grinding steels. J Mater Process Tech 1993; 37: 791-800.
- [6] Paul S, Chattopadhyay AB. Effects of cryogenic cooling by liquid nitrogen jet on forces, temperature and surface residual stresses in grinding steels. Cryo 1995; 35: 515-523.
- [7] Sanchez JA, Pombo I, Alberdi R, Izquierdo B, Ortega N, Plaza S, Martínez-Toledano J. Machining evaluation of a hybrid MQL-CO<sub>2</sub> grinding technology. J Clean Prod 2010; 18: 1840-1849.
- [8] Rech J, Grzesik W. Characterization of the surface integrity induced by several superfinishing manufacturing procedures including hard turning, belt finishing and honing on a AISI52100 hardened steel. Int J Adv Mach Form Oper 2009; 1(1): 37-46.
- [9] Grzesik W, Rech J. Characterization of the surface integrity induced by several superfinishing manufacturing procedures including hard turning, belt grinding and honing on a AISI 52100 hardened steel. Int J Adv Mach Form Oper 2013; 5(1): 37-46.
- [10] Khellouki A, Rech J, Zahouani H. The effect of lubrication conditions on belt finishing. Int J Mach Tools & Manuf 2010; 50: 917-921.
- [11] Khellouki A. Caractérisation des mécanismes de coupe en super finition par toilage et de l'intégrité de surface induite dans le cas des aciers traités. 2007. Thèse de doctorat. Saint-Étienne, EMSE.
- [12] Khellouki A, Rech J, Et Zahouani H. Influence of the belt finishing process on the surface texture obtained by hard turning. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: J of Eng Manuf 2007; 221(7): 1129-1137.
- [13] Cabanettes F, Cherguy O, Courbon C, Giovenco A, Han S, Rech J. Towards the prediction of surface roughness induced by the belt finishing process: influence of the workmaterial on the roughness reduction rate. Procedia CIRP 2020; 87: 210-215.

# Abstract

The belt finishing belongs to the family of abrasive finishing processes. It allows obtaining surfaces with a very good roughness. Moreover, it is a very good alternative for large-scale production, as it is a very efficient and stable process. Unfortunately, belt finishing remains a difficult process to optimize and requires many trials before finding the optimal conditions. Therefore, numerical modeling of the belt finishing process is an excellent alternative to time-consuming empirical optimizations.

This work proposes modeling methods to predict the roughness generated by the belt finishing process. After an experimental campaign aimed at understanding the effect of belt finishing parameters on surface integrity (roughness and residual stresses), the objective of the thesis was to build a model capable of predicting the roughness generated by the belt finishing process. A new 3D kinematic model was developed. The model is based on the kinematic description of the belt finishing process and the use of a real abrasive belt measurement. It consists in simulating the multi-pass scratching of a belt on a surface. The scratching trajectory of the abrasive belt is determined by the kinematics of the process, and the interaction between the abrasive belt and the machined surface is assumed perfect (Boolean operations). A first comparison of the roughness predicted by the model and the experimental roughness allows us to identify ways to improve the model for a more realistic roughness prediction. In order to take into account the flexibility of the roller-abrasive belt, a numerical treatment of the abrasive belt topographies was proposed. This treatment allows aligning the grains at the same height. Two grain alignment methods were explored and compared. The effect of these two alignment methods on the roughness prediction results was studied. This was followed by a sensitivity study of the model with respect to kinematic velocities. This sensitivity study led to simplifications of the model. These simplifications allow reducing the simulation time from 12 hours to less than 3 minutes. Thus, the 2D model (adaptation of the 3D model) was developed. The idea of the model is to neglect the effect of the oscillation movement, then to simulate unidirectional scratching. The effect of belt finishing parameters (grain size, toiling force and pebble hardness) was studied. Then, a discussion of the sensitivity of the model with respect to the abrasive belt dispersions and the mechanical properties of the part was addressed. The simulation results show the same experimental trends, but the predicted roughness is lower than the experimental roughness. These observations open the way to improvement of the model, through the improvement of the understanding and the modeling of the indentation between the belt and the part during the process of belt finishing.

Finally, this thesis deals with the characterization of the fatigue strength (experimentally) in rotational bending of specimens obtained by hard turning and hard turning + sheet metal forming.

**Keywords:** Belt finishing, kinematic modeling, surface topography, Boolean material removal, roughness prediction



# Résumé

Le toilage appartient à la famille des procédés de finition – super finition abrasives. Il permet d'obtenir des surfaces ayant une très bonne rugosité. En outre, il s'agit d'une très bonne alternative pour la production à grande échelle, car c'est un procédé très efficace et stable. Malheureusement, le toilage reste un procédé difficile à optimiser et nécessite de nombreux essais avant de trouver les conditions optimales. La modélisation numérique du procédé de toilage est donc une excellente alternative aux optimisations empiriques qui prennent beaucoup de temps.

Ce travail propose des méthodes de modélisation pour prédire la rugosité générée par le procédé de toilage. Après une campagne expérimentale visant à comprendre l'effet des paramètres du toilage sur l'intégrité de surface (rugosité et contraintes résiduelles), l'objectif de la thèse était de construire un modèle capable de prédire les rugosités générées par le procédé de toilage. Un nouveau modèle 3D cinématique a été développé. Le modèle se base sur la description cinématique du procédé de toilage et l'utilisation d'une mesure de toile réelle. Il consiste à simuler le rayage multi passe d'une toile sur une surface. La trajectoire de rayage de la toile est déterminée par la cinématique de toilage et l'interaction entre la toile abrasive et la surface de pièce usinée est supposée parfaite (opérations booléennes). Une première comparaison des rugosités prédites par le modèle et des rugosités expérimentales permet d'identifier les pistes d'amélioration du modèle pour une prédiction de rugosité plus réaliste. Pour tenir compte de la flexibilité du système galet-toile, un traitement numérique des topographies de toile a été proposé. Ce traitement permet d'aligner les grains à la même hauteur. Deux méthodes d'alignement de grains ont été explorées et comparées. L'effet de ces deux méthodes d'alignement sur les résultats de prédiction de rugosité a été étudié. Ceci a été suivi par une étude de sensibilité du modèle vis-à-vis des vitesses cinématiques. Cette étude de sensibilité a permis de conduire à des simplifications du modèle. Ces simplifications permettent de réduire le temps de simulation de 12 heures à moins de 3 minutes. Ainsi, le modèle 2D (adaptation du modèle 3D) a été développé. L'idée du modèle consiste à négliger l'effet du mouvement d'oscillation et de facto de simuler des rayages monodirectionnels. L'effet des paramètres de toilage (taille de grains, force de toilage et dureté de galet) a été étudié. Ensuite, une discussion sur la sensibilité du modèle vis-à-vis des dispersions de toile et des propriétés mécaniques de la pièce a été abordé. Les résultats de simulation permettent d'observer les mêmes tendances expérimentales, par contre les rugosités prédites sont plus faibles que les rugosités expérimentales. Ces observations ouvrent vers des pistes d'amélioration du modèle, à travers l'amélioration de la compréhension et la modélisation de l'indentation entre la toile et la pièce durant le procédé de toilage.

Enfin, ce travail de thèse traite de la caractérisation de la tenue en fatigue (expérimentalement) en flexion rotative des éprouvettes obtenues par tournage dur et par tournage dur + toilage.

**Mots clés:** Toilage, modélisation cinématique, topographie, enlèvement de matière Booléen, prédiction de rugosité