

Méthodes de production par ultrasons, de la théorie à l'application industrielle

THÈSE N° 6665 (2015)

PRÉSENTÉE LE 28 AOÛT 2015

À LA FACULTÉ DES SCIENCES ET TECHNIQUES DE L'INGÉNIEUR
LABORATOIRE DE PRODUCTION MICROTECHNIQUE
PROGRAMME DOCTORAL EN SYSTÈMES DE PRODUCTION ET ROBOTIQUE

ÉCOLE POLYTECHNIQUE FÉDÉRALE DE LAUSANNE

POUR L'OBTENTION DU GRADE DE DOCTEUR ÈS SCIENCES

PAR

Csaba LAURENCZY

acceptée sur proposition du jury:

Prof. H. Bleuler, président du jury
Prof. P. Ryser, Prof. J. Jacot, directeurs de thèse
Dr M.-O. Demarex, rapporteur
Prof. P. Lambert, rapporteur
Prof. P. Xirouchakis, rapporteur



ÉCOLE POLYTECHNIQUE
FÉDÉRALE DE LAUSANNE

Suisse
2015

Je dédie ce manuscrit à ma famille, à mes amis et aux nombreuses personnes touchées par cette même passion horlogère qui m'anime. Sans votre soutien, ma thèse n'aurait pas été si plaisante !

Ne légy szeles.
Bár a munkádon más keres -
dolgozni csak pontosan, szépen,
ahogy a csillag megy az égen,
ugy érdeemes.

écrit par József Attila
entre 1935 et 1937,

répété par mon père
depuis mon enfance.

Résumé

Le principe de la superposition d'une onde mécanique de fréquence ultrasonique et d'amplitude micrométrique à des méthodes d'usinage par enlèvement de matière est connu et appliqué depuis les années 1950. Le chassage par ultrasons est une nouvelle technique d'assemblage basée sur un principe analogue. La dissipation contrôlée de l'énergie acoustique des ultrasons, uniquement aux points de contact de l'interface, entre l'alésage et le composant à chasser rend ce procédé unique. La rupture technologique est telle qu'à composants identiques et paramètres de procédé identiques, les composants chassés par ultrasons ont une tenue mécanique jusqu'à cinq fois supérieure à celle d'un assemblage conventionnel pour une force de chassage divisée par un facteur entre deux et dix!

Ces gains, également observés pour l'étampage par ultrasons, rendent possibles des innovations à tous les niveaux de la production microtechnique : de la conception à la fabrication et à l'assemblage. Je donne à chacun de ces niveaux un exemple concret d'application industrielle sur la manière dont ces innovations permettent de résoudre les points techniques critiques du chassage conventionnel. Le coût de non-qualité, liée à un manque de maîtrise de ce procédé, se chiffre aujourd'hui en centaines de milliers de francs suisses par an pour la branche horlogère suisse.

Dans une démarche idoine, inspirée des travaux du mathématicien et philosophe suisse Ferdinand Gonseth, je mets en évidence par des outils scientifiques rigoureux la capacité de mesure insuffisante des jauges tampons universellement utilisées aujourd'hui pour la mesure du diamètre des alésages en production. Ces jauges sont, par conséquent, impropres à servir au réglage des machines. Il existe cependant une solution fonctionnelle que j'applique à un cas industriel. En mesurant la moyenne de la distribution des diamètres des alésages et en comparant cette valeur à un étalon, j'obtiens un bon réglage de l'outil de production des alésages. Cette répétabilité de la production des alésages est une condition nécessaire à la diminution de la variabilité de la tenue mécanique des assemblages chassés. Par cette démarche, je donne un principe de solution pour maîtriser le chassage à l'échelle microtechnique.

La croyance selon laquelle augmenter le serrage équivaut à augmenter la tenue

mécanique est universellement répandue dans les ateliers mécaniques. La très forte non-linéarité de la tenue mécanique par rapport à l'interférence que j'ai identifiée prouve le contraire. Ce mythe horloger est même contreproductif dans la majorité des cas industriels étudiés durant ma thèse et contraire à la bonne pratique.

Mots-clefs : idonéisme, horizons de réalité, méthodes de production, techniques d'assemblage, chassage, étampage, microtechnique, (sub-)millimétrique, analyse fonctionnelle, capacité de mesure, ultrasons.

Abstract

The principle of the superposition of ultrasonic frequency vibrations to conventional machining techniques is known and practiced since the 1950s under the name of ultrasonic machining. Using ultrasonics, many good properties appear including reduced thrust force, improved surface finish, increased productivity and reduced tool wear.

In this thesis, I present a new assembly technique based on the same principles : ultrasonic press-fitting. Feasibility and advantages are demonstrated through experiments under industrial conditions. The technological breakthrough is such that for some components and process parameters, assembly strength is up to five times higher than that of a conventional assembly for an insertion force divided by a factor between two and ten!

These gains, also observed for ultrasonic stamping, make possible innovation at every level of a production system that operates within (sub-)millimetric scale: from design to manufacturing and assembly. I give for each of these levels a concrete example of an industrial application.

Keywords : manufacturing, assembly, microtechnology, microengineering, press-fitting, interference-fitting, stamping, functional analysis, capability of measuring devices, ultrasound.

Remerciements

Une thèse est un travail étrange dans le sens où il est solitaire, mais accompagné. Le problème qui se pose au doctorant n'est résolu que par lui. Si ce n'est pas aujourd'hui, c'est demain, ou après-demain ou le jour d'après. Mais tant que la solution n'est pas trouvée, le problème persiste. Cependant, les discussions que le doctorant mène avec son entourage sont très importantes. De cette interaction émerge une idée, qui se transforme en hypothèse, qui après de longues heures d'expérimentations et d'analyses de résultats se transforme en modèle. Cette *obligation* de lever le problème se transforme petit à petit en qualité chez le doctorant. Je tiens donc à remercier toutes les personnes ayant contribué durant ma thèse à me faire réfléchir différemment, à me proposer des idées, à trier les mauvaises des bonnes, à réaliser des bancs d'essais, à usiner des échantillons fonctionnels, à me soutenir et supporter au quotidien et à avoir rendu ces quatre années plaisantes.

Je remercie ma fiancée qui au quotidien m'a soutenu et supporté mes longues heures de travail. Justine, je te serai éternellement reconnaissant pour ton amour, ton aide, tes encouragements et ta patience qui m'ont donné les conditions idéales et la persévérance nécessaire à la réalisation de cette thèse dans laquelle tu as au moins autant de mérite que moi!

Je remercie ma famille, Gábor, Zsuzsa, Júlia, Balázs, Léa, Jérôme, Francine et Jeanne, qui m'a encouragé, donné le recul nécessaire, fait oublier la thèse pendant les week-ends et les vacances...

Köszönetet mondok továbbá Dédnagymamámnak és Nagyszüleimnek akik messziről támogattak és elnézték nekem, hogy ritkábban tettem meg az utat Magyarorszáig.

Je remercie mes amis, en particulier la *Clique* et la *Team Castor*, pour leur bonne humeur communicative, leur patience quand je parle en long et en large d'horlogerie et leur indulgence pendant les périodes durant lesquelles je travaillais en *sous-marin* au lieu d'aller boire des bières... Heureusement, nous en avons partagées quelques-unes!

J'adresse toute ma reconnaissance au Pr Jacques Jacot, qui durant plus de vingt

ans, a formé des ingénieurs en leur proposant des études de cas réels, des projets de diplôme en industrie, des mandats intéressants et des thèses utilisables par nos partenaires académiques et industriels. Avec ton départ à la retraite, et cette dernière thèse dont tu es le directeur, une page se tourne. Mais tes anciens étudiants, assistants et doctorants poursuivent les travaux commencés au LPM et continuent d'appliquer nos idoines méthodes de travail. Jacques, merci de m'avoir fait confiance, de m'avoir proposé ce sujet de thèse passionnant et de m'avoir tant appris!

Je remercie également le Pr Peter Ryser d'avoir assumé le rôle de directeur de thèse, d'avoir facilité la réalisation de celle-ci et d'avoir contribué par ses remarques à l'amélioration de ce manuscrit.

Je remercie les membres de mon jury de thèse, à savoir le Pr Hannes Bleuler, le Pr Pierre Lambert, le Dr Marc-Olivier Demaurex et le Pr Paul Xirouchakis, pour l'attention avec laquelle ils ont lu ma thèse, leurs remarques pertinentes, leur évaluation très positive de mon travail et leur proposition de ma thèse pour le prix Omega. Pierre, merci beaucoup pour le temps que tu as consacré à nos discussions sur le chassage! De ces échanges sont nées plusieurs idées que j'ai pu utiliser dans la construction de l'horizon de réalité étendu.

Pour sa relecture intensive et en profondeur des nombreuses versions successives et dans des délais très très courts, j'exprime mon immense gratitude à Francine Azau. Chère Francine, la qualité de vos corrections a grandement contribué à la lisibilité et au niveau de finition de ce manuscrit! Je remercie également mon professeur Jacques Jacot et mes collègues David Cortez, Guillaume Sartoretti et Laurenz Notter pour leurs remarques constructives et pertinentes au niveau technique et scientifique de la relecture.

Je n'oublie pas les personnes ayant usiné mes nombreux échantillons fonctionnels, Alfred Thomas, Nicolas Favre, Claude Cheseaux et Alexandre Stettler de l'atelier ATPR, Pierre-André Despont et Eric Vassalli de l'atelier ATMX, Grégoire Genolet de Mimotec et Gabriele Champendal de Fleury.

Je remercie tous mes collègues du LPM et plus particulièrement ceux avec qui j'ai partagé mes bureaux successifs: Giuseppe Zamuner, François Gillard, Matthieu Bippus, Guillaume Sartoretti, David Cortez et Jérémy Zogg. Merci également à Karine Genoud d'avoir arrangé toutes ces petites choses administratives qui prennent cependant vite beaucoup de temps. Merci à Max Hongler pour son éternel bonne humeur et son franc parlé. Max, tes histoires à la pause-café ont souvent contribué à une jovialité collective qui rendait le travail plus agréable. Merci à Pierre-Henri Morin de m'avoir aidé dans le démarrage de la rédaction en me transmettant son canevas L^AT_EX, explications à l'appui. Pierre-Henri, tu m'as épargné certainement plusieurs jours d'ennuis et de mise au point! Merci

au *créationniste*¹, Damien Berlie, pour sa contribution à la construction de la deuxième itération du banc d'essais. Merci aux deux *visionnaires*, Matthieu Bippus et Jérémy Zogg, pour leurs explications toujours précises et justes. Jérémy, ton système d'autofocus est génial! Il a grandement contribué aux bons résultats de la Fig. 3.11 et du Tab. 3.5. Un merci particulier à Laurenz Notter pour les nombreuses discussions ouvertes, intéressantes et constructives! Lau, par ton esprit vif et ta rigueur scientifique, tu as toujours posé les bonnes questions, m'as forcé à creuser les problématiques plus profondément et à mieux construire mes modèles.

Les solutions à certaines problématiques surgissent parfois de discussions dont le sujet est relativement éloigné à celles-ci. Je remercie Jean-Daniel Lüthi de la Haute École Arc, Yann Carrara, Kamel Deiboune, Nicolas Couturier, James Hide et Jacques Golay de Patek Philippe, Maxence Perret-Gentil et Richard Vaucher de VOH, Lucas Raggi de Renaud et Papi, Lukas Frisch, François Gillard et Stefan Wyss de ETA, Didier Perret et Alain Rosset de Branson, Stéphane Perret et Stéphane Bangerter de Fanuc, Philippe Roehrich de CFBT, Grégoire Génolet de Mimotec, Frédéric Chautems et Corentin Ryser de MPS, Fabien Graber de l'ETVJ, Roland Stampfli de Metalem, Daniel Hug et Martin Schürch de Witschi, Alain Küng de METAS, Maurice Fracheboud de Willemin-Macodel, Marc Nicole et Valterio Robero de Bobst et Eric Perrier de Meccad pour les échanges enrichissants que nous avons eus.

Je remercie les onze étudiants de Bachelor, Hugues Bernasconi, Sébastien Allemand, Lukas Frisch, Selim Gawad, Maxime Jeanneret, Thierry de Roche, Jean Grégoire, Watana Kaewkerd, Benjamin Pruijs, Jeanette Liniger, Yves-Alain Robert, et les six étudiants de Master, Jean-Baptiste Gay, Vincent Palpacuer, Florent Chessel, Vincent Mazoyer, Lionel Kilchenmann et Fabiana Mantuano, que j'ai encadré durant leur projet et dont j'ai humainement beaucoup appris.

Faire une thèse n'a de sens, à mes yeux, que si ma contribution à la Science est utile à quelqu'un et que les résultats de mon travail sont bien transmis. En cela, expliquer son travail à une personne intelligente, mais non-experte de son domaine de recherche est un exercice de vulgarisation intéressant et difficile. Je tiens à remercier tout particulièrement ma sœur pour sa curiosité et sa patience lorsque

¹Peu après mon arrivée au LPM, nous nous sommes amusés à diviser le groupe des assistants de Jacques en deux parties : les *créationnistes* et les *visionnaires*. Le premier groupe, les *créationnistes*, était composé d'ingénieurs plutôt orientés vers la conception mécanique d'échantillons fonctionnels, de bancs d'essais, la construction de plans d'expériences et l'étude de flux de production. Ils *créaient* des objets que l'on pouvait toucher. Tandis que le second groupe, les *visionnaires*, était composé d'ingénieurs plutôt orientés objet. Ils excellaient dans la *vision* industrielle, domaine trop souvent sous-estimé par des phrases du type « *C'est juste du code* ». Jacques prêtant une grande attention à proposer des projets variés, les assistants étaient polyvalents et leur appartenance à un groupe n'était d'ailleurs ni univoque, ni immuable. Ne voyez donc dans ces termes aucune doctrine religieuse ou philosophique, juste une blague inventée lors d'une soirée à Sat!

je m'y entraînaï avec elle. Juli, grâce à toi mes discours sont plus fluides, clairs et convaincants. Comme tu le dis à ta façon, chaque élément de mon fil rouge est « *bien rangé dans sa case du tableau avec une rigueur toute scientifique* ».

Je remercie également Didier Perret de Branson, Daniel Bertschi d'Alliance, Grégoire Heitz du laboratoire LIS, Hervé Leuret de la VPIV, André Catana du TTO et Jean-Philippe Lallement du PSE de m'avoir encouragé à transférer les méthodes de production par ultrasons vers l'industrie.

Finalement, un grand merci à Philippe Grize et Jean-Daniel Lüthi de la Haute École Arc, ainsi qu'à Jacques Jacot et Fabienne Marquis-Weibel de l'Association Suisse pour la Recherche Horlogère (ASRH) de m'offrir l'opportunité d'opérer un transfert du contenu de ma thèse vers l'industrie à travers le futur projet ASRH sur le chassage horloger.

Merci à vous tous !!!

Table des Matières

Résumé	vii
Abstract	ix
Remerciements	xi
1 Une approche idoine	1
1.1 Cinq objectifs de cette thèse	2
1.2 Structure de cette thèse	2
1.3 Philosophie de Gonseth	4
1.4 Quatre principes méthodologiques	5
1.4.1 Principe de révisibilité	5
1.4.2 Principe de technicité	5
1.4.3 Principe de dualité	6
1.4.4 Principe de solidarité	6
1.5 Quatre étapes d'une approche idoine	6
1.6 Horizons de réalités apparent et étendu	7
2 Horizon de réalité apparent du chassage	11
2.1 Fonctions du chassage microtechnique	12
2.2 Modèle de Lamé-Clapeyron-Coulomb	14
2.2.1 Calcul de la force de chassage	14
2.2.2 Calcul de la tenue axiale	17
2.2.3 Calcul de la tenue en couple	18
2.3 Application du principe de dualité	18
2.4 Description phénoménologique du chassage	21
2.5 Essais de chassage microtechnique	23
2.5.1 Variables observées du procédé	25
2.5.2 Variables observées de l'alésage	26
2.5.3 Modèles linéaires appliqués à un cas de production	28
2.6 Application du principe de révisibilité	30

3	Production et mesure des alésages	33
3.1	Mesure du diamètre des composants	34
3.2	Capabilité des jauges tampons	38
3.3	Mesure par palpeur nanométrique	41
3.4	Caractérisation des méthodes de production	44
3.5	Mesure par caméra industrielle	45
3.6	Conclusions intermédiaires	49
4	Horizon de réalité étendu du chassage	51
4.1	Non-linéarité du chassage microtechnique	51
4.2	Frottement à l'échelle microscopique	56
4.3	Application du principe de dualité	58
4.4	Opportunités dans l'horizon de réalité étendu	59
5	Ultrasons: le vecteur d'énergie	61
5.1	Onde mécanique longitudinale	63
5.2	Conditions de contact outil-matériau	64
5.3	Génération de l'énergie acoustique	66
5.4	Transmission de l'énergie acoustique	66
5.4.1	Guides d'onde	66
5.4.2	Quantité d'énergie	68
5.4.3	Facteur de transmission	69
5.5	Mesure de l'énergie acoustique	70
5.6	Conditions de production industrielle	74
6	Chassage par ultrasons	79
6.1	Dissipation d'énergie	80
6.2	Bilan d'énergie	81
6.3	Rendement du procédé de chassage	82
6.4	Réduction de la force de chassage	84
6.5	Augmentation de la tenue mécanique	85
6.6	Opportunités du chassage par ultrasons	88
7	Étampage par ultrasons	89
7.1	Définition de l'étampage	89
7.2	Description phénoménologique de l'étampage	90
7.3	Caractérisation de l'étampage	91
7.4	Réduction de la résistance au cisaillement	92
7.5	Réduction de la force d'étampage	93
8	Conclusions de cette thèse	95

A Fable de la boule dans la forêt	99
B Schéma de l'outil expérimental	103
C Propriétés mécaniques des matériaux	105
D Vitesse du son dans les corps solides	107
Bibliographie	117

1

Une approche idoine

Le premier chapitre de ma thèse est intitulé *une approche idoine* en référence aux travaux du mathématicien et philosophe suisse Ferdinand Gonseth (1890-1975). A mon arrivée au Laboratoire de Production Microtechnique (LPM), deux objets m'ont été proposés par le Professeur Jacques Jacot. Les méthodes de production par ultrasons comme domaine de recherche et une lecture: *La fable de la boule dans la forêt* (Gonseth et Marti, 1974). La problématique liée aux méthodes de production par ultrasons m'a donné à réfléchir durant ces quatre dernières années. Cette réflexion et une partie des résultats de ma recherche ont été réunies dans cette thèse. La lecture de la fable (Ann. A) et des autres écrits de Gonseth que j'ai lus par la suite me donneront de quoi réfléchir pendant de nombreuses années encore; mais l'idonéisme que j'ai découvert au travers de cette fable m'a permis de comprendre beaucoup de choses plus rapidement et de manière plus complète. C'est en appliquant les quatre principes de Gonseth, non pas comme des dogmes, mais comme des guides à la recherche scientifique efficace, que j'ai étudié plusieurs méthodes de production par ultrasons, dont le chassage par ultrasons. J'utilise cette technique d'assemblage développée au laboratoire pour répondre, en employant une approche idoine, aux deux questions directrices suivantes:

Comment maîtriser le chassage à l'échelle microtechnique et diminuer la variabilité de la tenue mécanique de ces assemblages ?

Comment le chassage par ultrasons rend-il possible la multiplication par dix la tenue mécanique des assemblages chassés ?

1.1 Cinq objectifs de cette thèse

Produire et assembler juste dès la première pièce et pour des petites lotifications est particulièrement difficile aux dimensions (sub-)millimétriques. Il n'est pas rare d'être confronté à des capacités inférieures ou voisines de 1 ou à des taux de retouches d'au moins 20 %. A cette problématique générale à la microtechnique s'ajoute souvent l'inadéquation des moyens de mesures prévalents dont la dispersion est généralement supérieure à celle des méthodes de production. De plus, avec la réduction des dimensions, les forces de surfaces deviennent non-négligeables par rapport aux inerties des masses; ainsi les conditions aux bords liées aux interfaces dominent les procédés d'usinage et d'assemblage. Le domaine de validité des modèles macroscopiques ne peut que rarement être étendu aux dimensions microtechniques. Le chassage à l'échelle (sub-)millimétrique en est un exemple.

Le laboratoire LPM est actif depuis une dizaine d'années déjà dans la recherche pour la maîtrise du procédé de chassage microtechnique ([Bourgeois et Jacot, 2004](#); [Bourgeois, 2007](#)). Ces travaux ont permis de mettre en évidence la nécessité de produire et d'assembler sans retouche ni rebut pour être rentable en Suisse. [Bourgeois](#) a démontré les limites du modèle de Lamé-Clapeyron-Coulomb pour des dimensions nominales en dessous de 3 mm. Il a également étudié les variables contrôlées pour le chassage de goupilles en acier dans des récepteurs en nickel et nickel-phosphore électroformés avec l'idée de réduire la rigidité apparente de ces récepteurs et de diminuer ainsi la variabilité de la tenue mécanique des assemblages ([Charvier et al., 2008](#)). Cette thèse s'inscrit dans la continuité de cet effort de progresser vers la maîtrise de la qualité des assemblages chassés. Elle a cinq objectifs :

- (i) améliorer le modèle du chassage microtechnique (Chap. 4, p. 51)
- (ii) mettre en évidence les paramètres contrôlant la tenue mécanique des assemblages chassés (Fig. 2.8, p. 27)
- (iii) montrer comment le chassage par ultrasons agit positivement sur ces paramètres (Chap. 6, p. 79)
- (iv) décrire la démarche ayant permis de multiplier jusqu'à dix fois la tenue mécanique des assemblages chassés (Chap. 6.5, p. 85)
- (v) appliquer cette démarche idoine à l'étampage (Chap. 7, p. 89).

1.2 Structure de cette thèse

Ces cinq objectifs et les quatre phases de la recherche selon Gonseth (Chap. 1.4) ont orienté la structure de ce document, dont le découpage est détaillé ci-dessous.

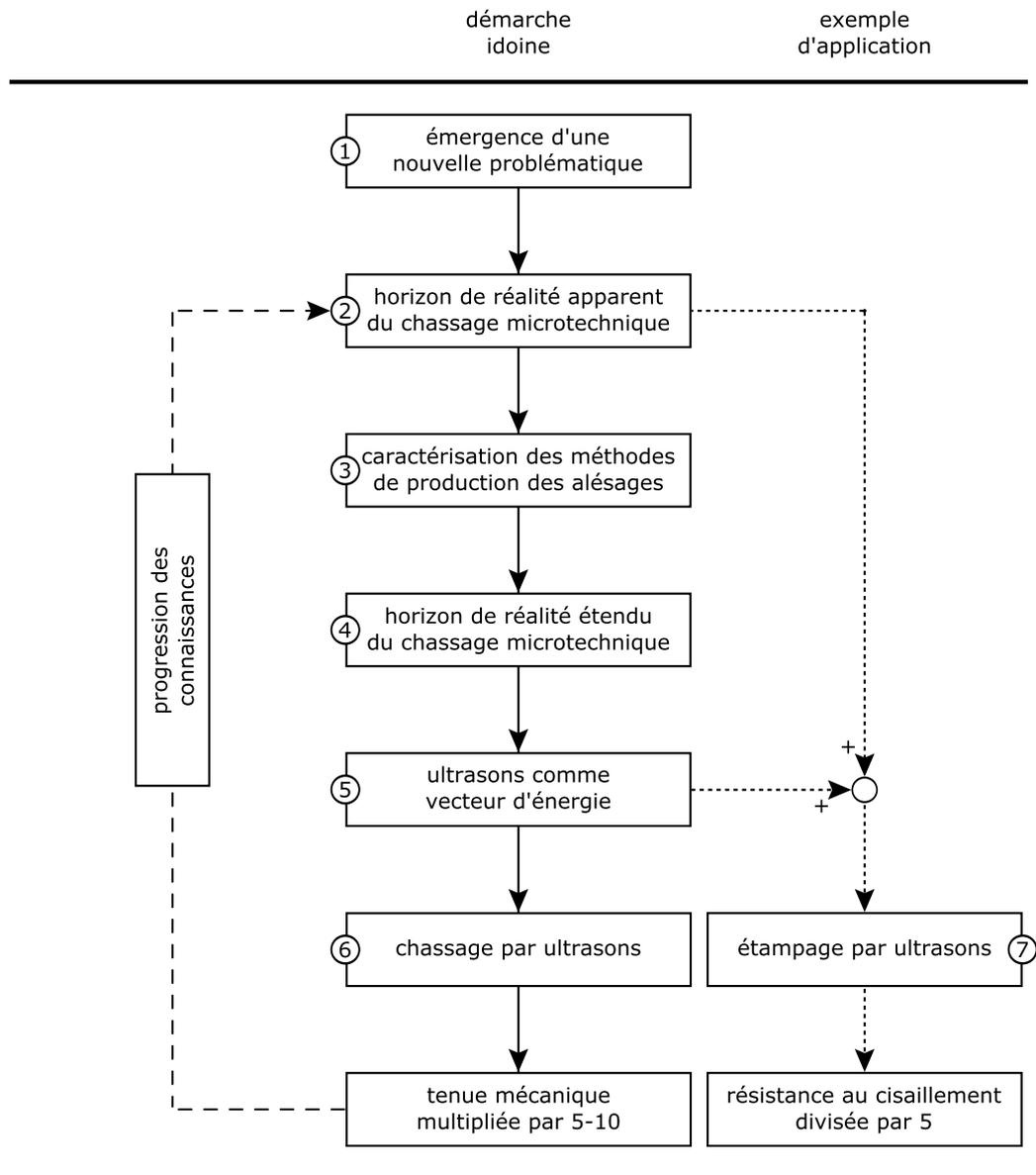


Figure 1.1 – Étapes de mon approche idoine et structure de ma thèse

Le **chapitre 1** introduit la démarche idoine adoptée et quelques notions sélectionnées de la philosophie de Ferdinand Gonseth qui sont utiles à la lecture.

Le **chapitre 2** traite de l'horizon de réalité apparent du procédé de chassage microtechnique. Le besoin d'étendre cet horizon de réalité y est abordé.

Le **chapitre 3** explique la nécessité de caractériser les méthodes de production des alésages. Les limites des instruments de mesure y sont définies. Une solution de mesure optique développée au laboratoire et calibrée pour le cas spécifique du chassage microtechnique conclut le chapitre.

Le **chapitre 4** présente l'horizon de réalité étendu du procédé de chassage microtechnique. Un modèle du chassage basé sur des hypothèses simples et les expériences nécessaires à vérifier celles-ci est proposé. La non-linéarité de la tenue mécanique par rapport à l'interférence y est mise en évidence.

Le **chapitre 5** décrit l'équipement ultrasonique ainsi que la notion d'onde mécanique utilisée comme vecteur d'énergie dans les méthodes de production par ultrasons.

Le **chapitre 6** présente les résultats obtenus après le développement du chassage par ultrasons. Les avantages, les compromis techniques et le bilan énergétique de cette nouvelle technique d'assemblage y sont inclus.

Le **chapitre 7** traite de la mise au point de l'étampage par ultrasons que j'ai utilisé comme exemple d'application de mon approche idoine.

Le **chapitre 8** conclut cette thèse par une discussion des résultats et fait l'état des perspectives pour les futurs travaux de recherche dans le domaine.

1.3 Philosophie de Gonseth

Séduit par la lecture de *La fable de la boule dans la forêt* (Gonseth et Marti, 1974) et désireux de mener une recherche efficace, j'ai choisi comme démarche une manière de penser et d'agir qui porte l'étiquette d'*idonéisme*. Cet idonéisme se base sur un ensemble d'idées liées à la philosophie des Sciences. Ces idées trouvent leur origine dans la bibliographie de Gonseth. Le concept est notamment développé dans (Gonseth, 1947, 1948, 1965, 1975, 1995). Les travaux du mathématicien et philosophe suisse romand ont notamment porté sur la relation entre la Philosophie et la Science et sur le rapport du *langage* au *sujet* dont il parle (Emery, 1987; Bertholet, 1968). Gonseth s'est en particulier intéressé à la conception même de la *réalité* ainsi qu'au lien entre la *réalité* et la Science (Bertholet, 1968; Gex, 1964). Le but ici n'est pas de donner un aperçu complet de l'œuvre de Gonseth. J'aborderai uniquement, et dans la perspective de la maîtrise des procédés de production microtechnique, les thèmes suivants :

- (i) Les horizons de réalités successifs
- (ii) Les quatre principes méthodologiques
- (iii) Les quatre phases de la recherche.

Je laisse ainsi de côté plusieurs problématiques pertinentes, notamment celle des référentiels illustrée par l'étude de la colorimétrie (Gonseth, 1965) et celle de l'histoire des sapins obliques de la région d'Engelberg en Suisse (Gonseth, 1975). Je ne traiterai ici ni des méthodes d'analyse fonctionnelle ni des essais fonctionnels qui sont systématiquement utilisés et enseignés dans le laboratoire.

1.4 Quatre principes méthodologiques

Les quatre principes appliqués ensemble apportent une efficacité collective et une ouverture à l'expérimentation qui garantissent un maximum de résultats par rapport à l'effort de recherche. Le fait d'entreprendre uniquement des actions *idoines*, c'est-à-dire des actions qui *conviennent* et qui *suffisent* rend possible cette efficacité. Ces principes sont listés et décrits ci-dessous (Gonseth, 1947, 1948; Gex, 1964; Bertholet, 1968).

1.4.1 Principe de révisibilité

Le chercheur doit, si et seulement si cela est nécessaire, rectifier légèrement ou en profondeur ses connaissances, les théories devenues erronées ou trop sommaires ainsi que les modèles¹ qui ne sont manifestement plus idoines dans l'horizon de réalité étendu².

Ce principe découle des trois observations suivantes : une connaissance totale de la réalité n'est jamais accessible au chercheur; la vérité ne se dégage pas du provisoire ou du faux sans le travail du chercheur; et la connaissance de la réalité que le chercheur possède n'est pas incontestable, particulièrement dans le futur.

¹Gonseth utilise le mot *schéma*. Je préfère le terme de *modèle* dans cette thèse, car le mot *modèle* exprime aujourd'hui mieux le sens du terme *schéma* utilisé à l'époque par Gonseth.

²Gonseth utilise parfois les adjectifs *dévoilé* et *profond*. Bien que le sens d'une connaissance *dévoilée* et celui d'une compréhension plus *profonde* proposent une description du nouvel *horizon de réalité* assez intuitive au lecteur, le terme *étendu* est plus adéquat dans le cadre de ma thèse.

1.4.2 Principe de technicité

Le chercheur doit maîtriser les technologies utilisées lors de la phase expérimentale, en particulier les instruments de mesure, et être informé de la pensée scientifique pour acquérir une meilleure compréhension du domaine de recherche. Le niveau de cette compréhension approfondie est en étroite interaction avec le niveau de maîtrise technique et scientifique du chercheur.

Ce principe découle des trois observations suivantes : un résultat expérimental ne peut être interprété puis confronté à une hypothèse ou à un modèle que si les conditions expérimentales et leurs bases théoriques sont maîtrisées; seul un résultat expérimental répétable peut avoir une validité; seuls les spécialistes de leur domaine de recherche peuvent se prononcer sur la validité d'une hypothèse ou d'un modèle après avoir vérifié sa répétabilité par l'expérimentation.

1.4.3 Principe de dualité

Le chercheur doit passer par les quatre phases de la démarche scientifique (Fig. 1.2) pour obtenir l'avancement des connaissances. Deux de ces phases sont directement influencées par le principe de dualité : la formulation d'une théorie à partir d'une intuition et sa vérification à travers l'expérimentation.

Ni le rationalisme pur, ni l'empirisme pur ne sont donc des plateformes suffisantes à la recherche scientifique pour appréhender un phénomène physique qui ne se présente jamais sous un seul aspect et dans un seul horizon de réalité. Seule une utilisation combinée de l'abstrait et du concret garantit une méthodologie scientifique efficace.

1.4.4 Principe de solidarité

Le chercheur doit considérer la Science comme un tout dont les parties ne sont pas autonomes. En conséquence, l'avancement des connaissances ne peut se faire sans tenir compte de l'état actuel de la connaissance, en particulier celui d'autres domaines de recherche.

1.5 Quatre étapes d'une approche idoine

L'application des quatre principes ci-dessus est une condition nécessaire, mais pas suffisante à la démarche scientifique de chercher des solutions qui conviennent avec

une ouverture totale aux expériences. Une telle démarche nécessite quatre phases successives (Gonseth, 1948; Gex, 1964; Bertholet, 1968) :

1. L'émergence d'un problème dans une certaine situation de départ
2. L'énonciation d'une hypothèse concernant la solution au problème
3. La mise à l'épreuve de cette hypothèse par des expériences
4. Le retour à la situation de départ et l'amélioration du modèle.

L'émergence d'un problème est lié à la réalité, mais aussi à l'observation que le chercheur en fait. L'observation est suivie d'une phase d'intuition et de réflexion qui mène à l'énonciation d'une hypothèse ou d'un ensemble d'hypothèses.

A cette base théorique se superpose, selon les principes de dualité et de solidarité, une phase expérimentale: la confrontation de l'hypothèse à la réalité à travers l'expérimentation. Dans le cas de résultats expérimentaux répétables et d'une vérification de l'hypothèse, le chercheur peut revenir à la situation de départ et élaborer un modèle amélioré, ce qui le conduit à un horizon de réalité étendu. Dans le cas de résultats expérimentaux répétables, mais d'une ou plusieurs hypothèses fausses, le chercheur corrige ces hypothèses en les remplaçant et recommence les expériences. Dans le cas de résultats expérimentaux non-répétables et selon le principe de technicité, le chercheur remet en cause tour à tour et dans cet ordre: ses méthodes de mesures, les conditions expérimentales, sa compréhension du domaine de recherche et sa maîtrise technique.

1.6 Horizons de réalités apparent et étendu

L'*horizon de réalité* est une représentation de certains aspects caractérisant plus ou moins nettement la réalité. La connaissance scientifique possède un caractère schématique et n'est pas une reproduction fidèle de la réalité dans tous ses détails. La réalité ne se livre pas au chercheur dans une connaissance achevée et définitive. Puisqu'elle se dévoile progressivement, il convient de parler de différents niveaux ou différents *horizons de réalité*. La réalité du monde se présente donc au chercheur comme organisée à différentes échelles et structurée selon un niveau de détails plus ou moins fin. Pour deux horizons successifs de réalité, il existe un premier horizon *apparent* et un second *étendu*. L'horizon étendu se dévoile par approfondissement de l'horizon apparent. De plus, la connaissance d'un événement de l'horizon étendu ne peut être qu'indirecte, par l'intermédiaire de phénomènes³

³Gonseth utilise l'expression *traces*. En accord avec la remarque de Werner Pauli (Pauli, 1948), le terme *phénomène* est préféré dans cette thèse.

physiques qui se manifestent dans l'horizon apparent.

Appliquer les quatre principes et suivre la procédure des quatre phases de la recherche scientifique permet d'obtenir des résultats difficiles à obtenir par d'autres démarches. En 1927, Albert Einstein exprimait déjà cette difficulté de la recherche scientifique dans une lettre qu'il avait écrite à Erwin Schrödinger. Dans sa correspondance, Einstein décrit également la cause de cette difficulté. Celle-ci provient du fait que la physique décrit la *réalité*, mais que la *réalité* est inconnue au chercheur (Gex, 1964). Celui-ci ne la connaît qu'à travers la description qu'en donne la physique. Gonseth, avec l'idonéisme, décrit et précise cette relation entre réalité et connaissance en introduisant le concept d'*horizons de réalité* (Gonseth, 1948).

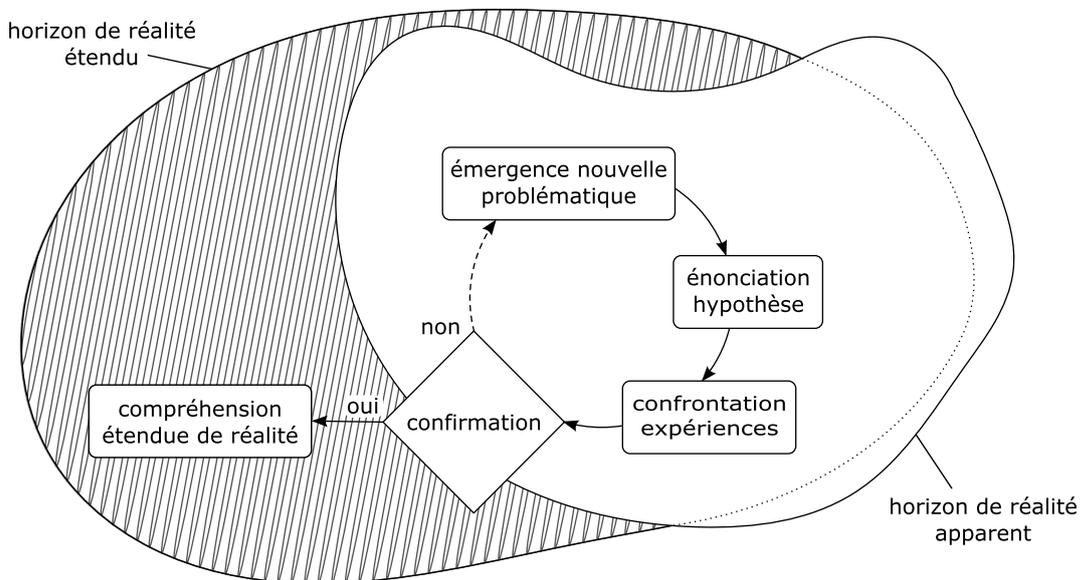


Figure 1.2 – L'horizon de réalité peut être étendu si le chercheur applique de manière rigoureuse les quatre phases de la recherche scientifique selon Ferdinand Gonseth.

Un horizon de réalité étendu ne remplace pas forcément un horizon de réalité apparent; selon le principe de solidarité, ils peuvent être complémentaires. L'étude de la lumière par Niels Bohr offre un excellent exemple de la complémentarité de deux horizons de réalité. La lumière est tour à tour décrite comme corpusculaire et discontinue ou ondulatoire et continue. Pour décrire ces deux horizons de réalité complémentaires, Bohr parle de deux faces de la réalité complémentaires (Gex, 1964).

Schrödinger ne possède pas l'outil philosophique de Gonsseth. Lorsqu'il publie ses travaux sur la célèbre équation d'onde portant son nom, il ne sait pas comment appréhender ce changement de paradigme (Götschl, 1992) qui accompagne la naissance de la mécanique quantique. Son affirmation: "*It appears to me that these two statements are contradictory so that it cannot even be suspected that both are right*". (Schrödinger, 1985) en est un parfait exemple.

Au contraire, Einstein reconnaît cette difficulté de rendre compte de la réalité et propose de garder les deux horizons de réalité pour décrire celle-ci: "*It seems as though we must use sometimes the one theory and sometimes the other, while at times we may use either. We are faced with a new kind of difficulty. We have two contradictory pictures of reality; separately neither of them fully explains the phenomena of light, but together they do!*" (Einstein et Infeld, 1938).

Cette complémentarité entre deux horizons de réalité existe aussi pour les modèles de chassage selon les diamètres nominaux. Il en sera question dans cette thèse. Le modèle de Lamé-Clapeyron-Coulomb est appliqué pour les diamètres nominaux supérieurs à environ 3 mm. Un modèle plus proche des expériences est proposé aux chapitres 2.5.3 et 4.2 pour les diamètres inférieurs.

2

Horizon de réalité apparent du chassage

Le chassage est une technique d'assemblage très répandue pour assembler deux composants (Fig. 2.1) en insérant une goupille ou une pierre dans un alésage de diamètre inférieur d'une quantité appelée interférence et notée i (en mm).

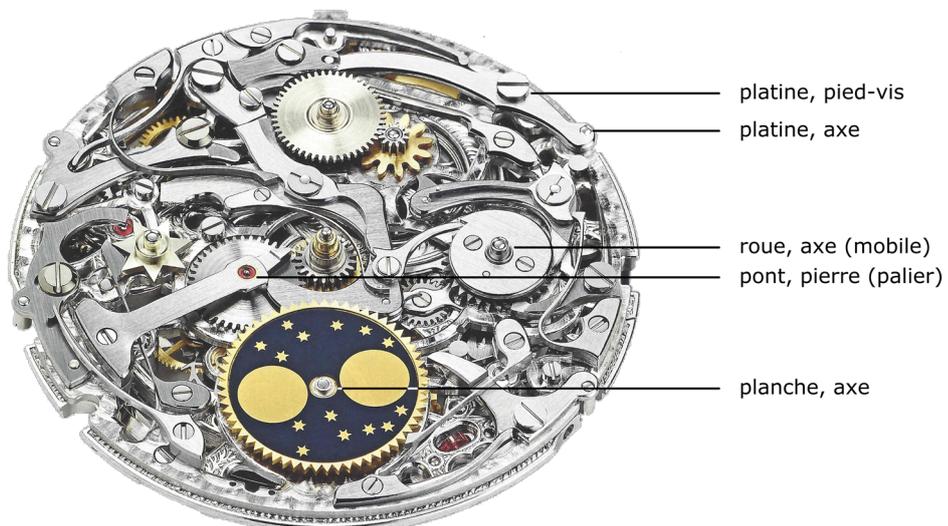


Figure 2.1 – Photographie du calibre 2802 de la manufacture horlogère Audemars Piguet (Wanka, 2014). Plusieurs liaisons y sont mises en évidence pour différents composants typiquement assemblés par chassage.

Contrairement au vissage ou au collage, cette technique d'attachement possède un très faible encombrement, car aucune pièce supplémentaire ou apport de matière ne sont nécessaires. Les forces (env. 100 N) et couples (env. 50 N mm) transmissibles sont importants à ces dimensions (sub-)millimétriques. Ces avantages en ont fait une des techniques d'assemblage les plus répandues en microtechnique. Une étude de l'assemblage du calibre 3120 de la manufacture horlogère Audemars Piguet révèle 81 opérations de chassage (Bourgeois, 2007). Parmi celles-ci, nous comptons 35 pierres synthétiques (paliers), 25 goupilles (axes), 10 pieds-vis, 7 tenons, 2 tubes. Les aiguilles, les mailles du bracelet et la glace sont également chassés dans une montre. L'analyse fonctionnelle du chassage de ces composants montre que les fonctions sont différentes selon le composant et son utilisation par le constructeur (Tab. 2.1). Ces fonctions et la validation de celles-ci par des essais fonctionnels sont discutées au paragraphe suivant.

2.1 Fonctions du chassage microtechnique

Les fonctions attendues d'un assemblage chassé peuvent être une tenue mécanique, un positionnement, une démontabilité et/ou une combinaison de ceux-ci. L'analyse fonctionnelle traduit ces besoins en fonctions et associe au moins un critère d'acceptation et un niveau d'acceptation à chaque fonction. Ces critères et leur niveau permettent une décision univoque, répétable et reproductible quant à la fonctionnalité de chaque assemblage chassé.

J'ai repris l'analyse fonctionnelle du chassage microtechnique de Bourgeois en ajoutant les critères d'acceptation et leur niveau. Les résultats de cette nouvelle itération sont montrés ici pour le chassage des pied-vis dans la platine.

Tableau 2.1 – Résultats de l'analyse fonctionnelle du chassage des pied-vis dans la platine d'une montre

Fonction	Acceptation	
	Critère	Niveau
1 résister à une charge axiale	tenue axiale T_a	$T_a > 15$ N
2 résister à un couple tangentiel	tenue en couple T_c	$T_c > 25$ N mm
3 positionner dans le plan	erreur de position $\varepsilon_{x,y}$	$\varepsilon_{x,y} < 0.002$ mm
4 positionner axialement	erreur de position ε_z	$\varepsilon_z < 0.002$ mm

Une valeur typique est donnée pour le niveau d'acceptation de chaque critère d'acceptation des fonctions d'un assemblage chassé. Ce niveau doit être déter-

miné expérimentalement par des essais fonctionnels (Fig. 2.6). Les essais fonctionnels ci-dessous, exécutés sur un outil expérimental incluant un posage spécifique (Fig. B.1), sont extraits de l'analyse d'une ligne d'assemblage T0 d'un mouvement horloger. Les goupilles et les pierres sont sollicitées dans la direction de chassage, donc axialement. La tenue mécanique est mesurée dans la direction de sollicitation des goupilles et des pierres sur des positions pour lesquelles aucune suppression de fonction et aucun taux de retouches inacceptable n'ont été reportés. Cette tenue mécanique dans la direction de chassage (ou *tenue axiale* T_a) est définie comme la force maximale avant glissement du composant lors d'un essai fonctionnel de tenue dans la direction de sollicitation du composant. J'obtiens cet attribut de la signature d'un essai fonctionnel par l'évaluation de la force T_a à la coordonnée z correspondant au premier maximum local de la fonction $T_a(z)$.

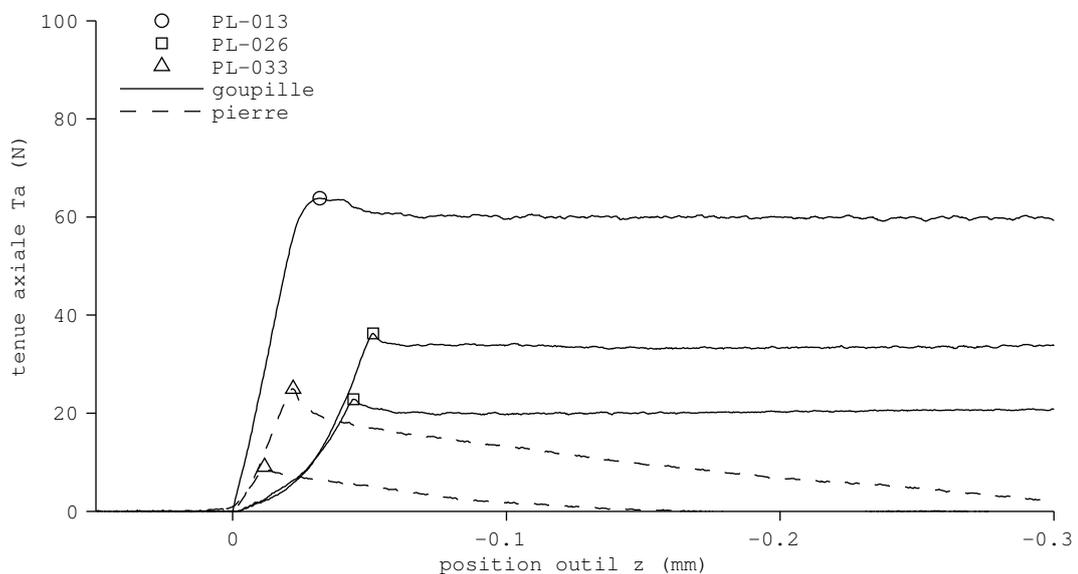


Figure 2.2 – Le résultat de 5 essais fonctionnels (1 courbe par essai) correspondant à 3 positions différentes de la platine (○ PL-013, □ PL-026 et △ PL-033) montre une tenue axiale T_a variable selon la position chassée.

Lorsque la mise en œuvre d'un essai fonctionnel n'est pas possible, par exemple lors du développement d'un nouveau produit, au moins les ordres de grandeur du niveau d'acceptation de chaque critère doivent être estimés. Prenons l'exemple d'un balancier ayant une masse de 70 mg chassé sur une goupille (Eq. 2.1). Traditionnellement le monde horloger soumet cet assemblage à un choc de 5000 g. Cela correspond à un cas extrême (Marmy et Favre, 1996; Terés et Vermot, 2006; NIHS 91-30, 2003), les composants étant habituellement soumis à des chocs répétés d'environ 500 g (Lambert et al., 2011). La tenue mécanique axiale T_a nécessaire est estimée en appliquant la deuxième loi de Newton.

$$\begin{aligned} T_a &> m \cdot a \cdot \cos(\theta) \\ &> 70 \text{ mg} \cdot 5000 \text{ g} \cdot 1 \\ &> 0.00007 \text{ kg} \cdot 5000 \cdot 9.81 \text{ m s}^{-2} \cdot 1 \\ &> 3.4 \text{ N} \end{aligned} \tag{2.1}$$

L'hypothèse d'une tenue mécanique uniforme dans les deux sens de sollicitation (dans le sens du chassage et dans le sens contraire du chassage) est faite ici. Cette hypothèse n'est vraie que dans le cas idéal d'un alésage cylindrique et d'une matière isotrope. Ces deux conditions sont en général fausses, mais permettent toutefois d'estimer au moins l'ordre de grandeur de la tenue mécanique avant l'exécution d'un essai fonctionnel.

Pour quantifier l'interférence nécessaire à l'obtention de la tenue mécanique exigée, les normes ([DIN-7190, 2013](#); [NIHS 41-02, 2003](#); [NIHS 94-10, 2009](#)) basées sur le modèle de Lamé-Clapeyron-Coulomb sont universellement utilisées. Ce modèle ainsi que ses limites sont décrits à la section suivante.

2.2 Modèle de Lamé-Clapeyron-Coulomb

Entre 1828 et 1831, Gabriel Lamé et Benoît-Emile Clapeyron publient un document ([Lamé et Clapeyron, 1831](#)) décrivant le calcul des pressions sur les parois de deux cylindres creux assemblés avec une interférence variable. Les deux ingénieurs français, au service de la Russie à Saint-Petersbourg, modélisent l'assemblage par frettage de raccords de tuyaux pour des canalisations d'eau (Fig. 2.3). Les sections suivantes détaillent les étapes du calcul de Lamé et Clapeyron ainsi que la combinaison de leurs résultats avec le modèle de frottement de Coulomb pour l'estimation des tenues mécaniques. Nous verrons plus loin que ce modèle est incomplet et ne permet pas une telle estimation de la tenue mécanique des assemblages chassés.

2.2.1 Calcul de la force de chassage

Ce modèle est extensivement traité dans la thèse de [Bourgeois](#) et les ouvrages dédiés à l'assemblage ([Fortini, 1967](#)), spécialement dans la littérature allemande

(Ringhandt, 1974; Kollmann, 1984; Wuertz, 1992; Schlecht, 2007; Grote et Feldhusen, 2011).

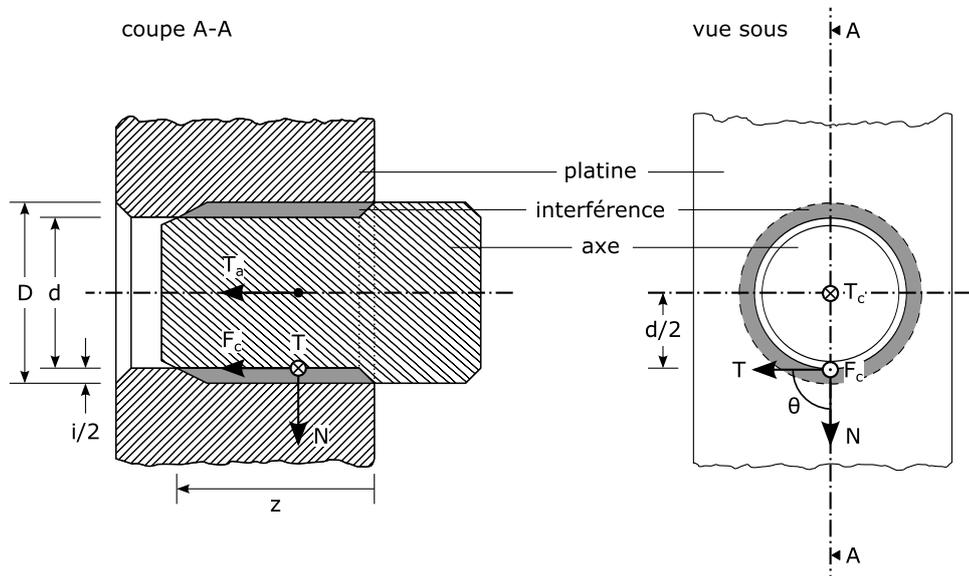


Figure 2.3 – Schéma des forces et moments agissant à l'interface alésage-goupille selon le modèle de Lamé-Clapeyron-Coulomb.

Les dimensions et propriétés mécaniques des composants forment les variables d'entrée du modèle; tandis que la force de chassage F_c (en N) dépendante de la longueur de contact L (en mm) est la variable de sortie du modèle¹. Cette longueur de contact L peut être vue comme l'enfoncement z de la goupille par rapport à l'entrée de l'alésage pour une goupille ou comme la hauteur du ruban pour une pierre synthétique. L'expression *longueur de contact* entre l'alésage et la goupille est une description plus fonctionnelle de cette distance z . Je l'utiliserai donc dans la suite de ma thèse pour décrire la quantité L .

$$s(z) = \pi \cdot d \cdot z \quad (2.2)$$

Le frottement à vaincre pour chasser le composant dans la platine suit le modèle de Coulomb avec le coefficient de frottement μ (sans unité), la pression p (en N mm^{-2}) et la force N (en N) normales à l'interface alésage-composant.

¹Le modèle de Lamé-Clapeyron-Coulomb est un modèle statique. Il n'est donc pas surprenant de n'avoir aucune variables du procédé comme p. ex. l'avance v_c de l'outil de chassage (en mm s^{-1}) parmi les variables d'entrée du modèle.

$$\begin{aligned}
F_c(z) &= \mu \cdot N(z) \\
&= \mu \cdot s(z) \cdot p \\
&= \mu \cdot \pi \cdot d \cdot z \cdot p
\end{aligned} \tag{2.3}$$

En l'appliquant au chassage microtechnique, plusieurs hypothèses simplificatrices sont vérifiées: la goupille est pleine et les parois de l'alésage de platine sont épaisses. Le calcul du modèle de Lamé-Clapeyron-Coulomb se simplifie et la pression prend alors la forme simplifiée (Eq. 2.4) où apparaissent les modules de Young Y_a , Y_c (en GPa) et les coefficients de Poisson ν_a , ν_c (sans unité). Les index a et c font référence à l'alésage de la platine et au *composant* à chasser.

$$\begin{aligned}
p &= \frac{Y_a \cdot Y_c}{Y_c \cdot (1 + \nu_a) + Y_a \cdot (1 - \nu_c)} \cdot \frac{i}{d} \\
&= c_1 \cdot \frac{i}{d}
\end{aligned} \tag{2.4}$$

Après substitution de l'Eq. 2.4 dans l'Eq. 2.3, il apparaît que la force de chassage F_c est proportionnelle à l'interférence i et à la longueur de contact L entre l'alésage et la goupille (Eq. 2.5). La force de chassage F_c est cependant indépendante du diamètre d ! Ce résultat contre-intuitif, également obtenu par [Bourgeois](#), est confirmé par les essais de chassage (Fig. 2.8).

$$\begin{aligned}
F_c(z) &= \mu \cdot \pi \cdot d \cdot z \cdot p \\
&= \mu \cdot \pi \cdot c_1 \cdot d \cdot \frac{i}{d} \cdot z \\
&= \mu \cdot \pi \cdot c_1 \cdot i \cdot z \\
&= c_2 \cdot i \cdot z
\end{aligned} \tag{2.5}$$

Les coefficients c_1 et c_2 (en GPa) dépendent uniquement du couple de matériaux des composants assemblés par chassage. Les valeurs de ces coefficients sont calculées pour quelques matériaux fréquemment utilisés en microtechnique (Tab. 2.2). L'acier à roulements Ac C100Cr6 (DIN 1.3505) choisi comme matériau de la goupille est ici invariant.

Tableau 2.2 – Coefficients c_1 et c_2 calculés pour quelques matériaux couplés avec l'acier Ac C100Cr6 (DIN 1.3505) de la goupille

Matériau	No DIN	Coefficient c_1 (en GPa)	Coefficient c_2 (en GPa)
avional	3.4365	0.46	0.28
laiton	2.0401	0.66	0.34
cuivre-béryllium	2.1247	0.76	0.40
acier roulements	1.3505	1.05	0.78
acier inoxydable	1.4435	1.03	1.20
durinox	1.6908	1.03	
nickel	2.4068	0.91	
maillechort	2.0730	0.71	0.21
invar	1.3912	0.81	1.04
titane grade 5	3.7164	0.66	0.29
silicium [100]		0.76	

2.2.2 Calcul de la tenue axiale

Le modèle de Lamé-Clapeyron-Coulomb décrit le chassage et le déchassage (donc l'insertion du composant et son extraction) de la même manière. La tenue axiale T_a (en N) y est égale à la force maximale de chassage F_m (en N). Autrement dit, le ratio entre T_a et F_m est égal à 1.

$$\begin{aligned}
 T_a &= F_m = \max(F_c) \\
 &= \max(c_2 \cdot i \cdot z) \\
 &= c_2 \cdot i \cdot \max(z) \\
 &= c_2 \cdot i \cdot L
 \end{aligned}
 \tag{2.6}$$

2.2.3 Calcul de la tenue en couple

L'hypothèse de deux surfaces isotropes à l'interface alésage-goupille étant faite dans le modèle de Lamé-Clapeyron-Coulomb, le calcul de la tenue en couple T_c (en N mm) avant glissement de la goupille revient à multiplier la force tangentielle par le bras de levier.

$$\begin{aligned}
 T_c &= F_m \cdot \frac{d}{2} \\
 &= c_2 \cdot i \cdot L \cdot \frac{d}{2} \\
 &= c_3 \cdot d \cdot i \cdot L
 \end{aligned}
 \tag{2.7}$$

2.3 Application du principe de dualité

Bien que le modèle de Lamé-Clapeyron-Coulomb soit universellement utilisé depuis les années 1830 et malgré le fait qu'il fut construit pour décrire l'équilibre statique de raccords entre deux tuyaux soumis à la pression interne de l'eau circulant dans ces canalisations, les confrontations du modèle aux expériences de chassage restent très rares. [Bourgeois](#) en fait une liste très complète dans sa thèse. Il y répertorie les travaux de quatre chercheurs qui ont tenté de confronter la théorie à l'expérience.

Les travaux de [Hahne](#) effectués entre 1964 et 1969 ont porté sur l'influence de l'état de surface sur la force de chassage F_c et la tenue axiale T_a . Il met en évidence l'influence des opérations d'usinage sur l'état de surface des parois de l'alésage ([Hahne, 1969](#)). Il ne donne cependant aucune explication à ce sujet et ne propose pas de modèle alternatif au modèle de Lamé-Clapeyron-Coulomb. L'interprétation de leurs graphes permet de dégager une tendance à l'augmentation de la tenue axiale T_a avec une diminution de la rugosité de la paroi de l'alésage. Le matériau utilisé est un acier de construction Ac 50-2 (DIN 1.0050). Le diamètre d de 30 mm et les interférences i comprises entre 0.015 mm et 0.100 mm dans leurs expériences ne permettent pas de comparaison avec des expériences de chassage à l'échelle (sub-)millimétrique.

Les expériences de [Radhakrishnan et Ramamoorthy](#) menées de 1973 à 1995 sur le frettage et les quelques comparaisons avec le chassage constituent le travail le plus approfondi sur le sujet à l'échelle macroscopique. Ils démontrent le lissage du matériau le moins dur, un aluminium dont ils ne précisent pas la composition, en effectuant des coupes transversales par électroérosion à fil (Fig. 2.4). Leurs expériences sur les traitements thermiques après assemblage témoignent d'une augmentation de la tenue axiale T_a . Ils proposent comme explication un ramollissement thermique: la cohésion entre les grains du métal diminuent, la ductilité à l'interface alésage-goupille augmente ([Venkateswara Rao et al., 1995](#)). Ils ne donnent aucune explication supplémentaire sur le lien de causalité entre la ductilité et la tenue axiale. Un brasage par diffusion des goupilles en aluminium par les éprouvettes en acier est plus probable. Ils ne proposent pas de modèle alternatif au modèle de Lamé-Clapeyron-Coulomb. Le diamètre d de 20 mm et l'interférence i fixé à 0.025 mm dans leurs expériences ne permettent pas de comparaison avec des expériences de chassage à l'échelle (sub-)millimétrique.

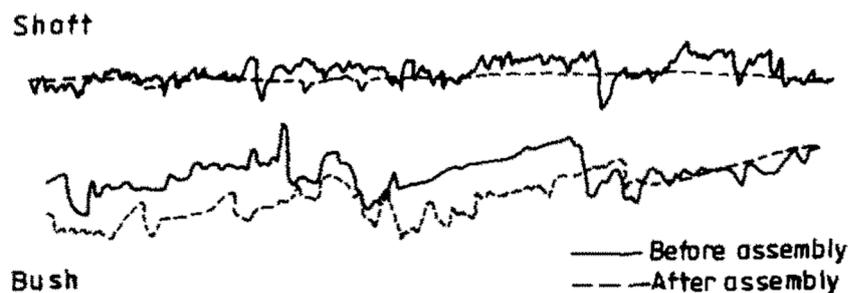


Figure 2.4 – Mesure de la rugosité et du profil sur une goupille (*shaft*) en aluminium et les parois d'un alésage (*bush*) en acier avant (trait plein) et après (trait discontinu) chassage ([Radhakrishnan et Ramamoorthy, 1994](#)). Un lissage par abrasion des parois des goupilles en aluminium a lieu durant l'insertion de l'éprouvette en acier plus dur.

Les essais de [Yang et al.](#) entre 1998 et 2001 constituent une étude partielle de l'influence de la rugosité des composants sur la tenue mécanique axiale d'assemblages frettés à l'échelle macroscopique. Le matériau de la goupille est un acier trempé dont la composition n'est pas donnée, tandis que la platine est en duralumin. La tentative d'extension du modèle de Lamé-Clapeyron-Coulomb en intégrant des paramètres de rugosité comme facteurs correctifs n'améliore pas la justesse de ce modèle semi-empirique. Les rugosités R_a proposées de 0.0022 mm et 0.0068 mm ne sont pas représentatives des méthodes de production. Le diamètre d de 16 mm et l'interférence i de 0.025 mm dans leurs expériences ne permettent pas de comparaison avec le chassage microtechnique.

En 2004, [Jones et al.](#) publient deux articles sur leurs expériences de chassage à l'échelle submillimétrique de goupilles en acier dans des platines en nickel-manganèse électroformées par LiGA. Ces deux articles couvrent l'essentiel de leurs travaux menés entre 2000 et 2006 ([Jones et Aigeldinger, 2004](#)). Ils y décrivent les difficultés de manipulation des composants typiquement rencontrées lors de l'assemblage de produits microtechniques. Sans l'identifier, il est confronté comme [Bourgeois](#) et [Charvier et al.](#) au principe de technicité qui rend l'expérimentation longue et dispendieuse. [Jones et al.](#) identifie une compliance inattendue qu'il attribue au préhenseur. Il remarque une inadéquation importante entre le modèle de Lamé-Clapeyron-Coulomb et ses résultats, mais ne propose ni d'explication ni de modèle alternatif. Avec des diamètres d de 0.170 mm et de 0.494 mm ainsi qu'une interférence i entre 0.002 mm et 0.006 mm, ses travaux restent cependant les seuls avec ceux de [Bourgeois et Jacot](#) à faire progresser notre compréhension du chassage à l'échelle (sub-)millimétrique.

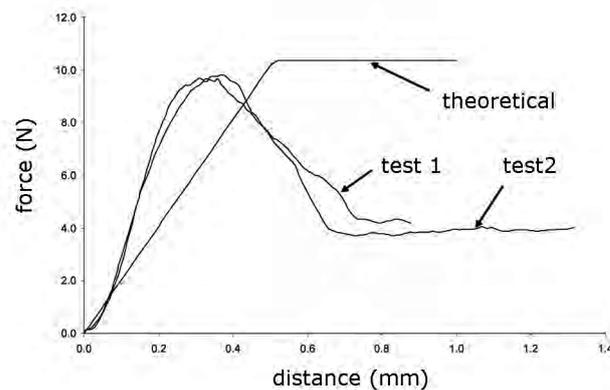


Figure 2.5 – Signature position-force des essais de chassage de goupilles en acier dans des éprouvettes en nickel-manganèse ([Jones et Aigeldinger, 2004](#)).

A cette recherche s'ajoutent la thèse de [Bourgeois](#) et un article isolé de [Kim et Ahn](#). Si les auteurs coréens ne contribuent pas à faire converger la théorie et la pratique, [Bourgeois](#) propose de nombreuses observations basées sur des essais de chassage traversant de goupilles en acier Ac C100Cr6 (DIN 1.3505) dans des éprouvettes minces (0.400 mm) en nickel électroformé.

Les travaux de [Bourgeois et Jacot](#) entre 2003 et 2008 permettent d'identifier les paramètres du modèle de Lamé-Clapeyron-Coulomb ayant un effet significatif : le module de Young Y des composants, la longueur de contact L et l'interférence i . Ils montrent à travers plusieurs exemples issus de la production horlogère suisse la difficulté à maîtriser la production d'alésages à l'échelle microtechnique. Ils rendent

attentifs leurs lecteurs au fait que la dispersion de mesure (caractérisée par l'écart-type $\sigma_m \approx 0.002$ mm) des instruments de contrôle ne permet pas de mesurer les diamètres des alésages avec une répétabilité nécessaire ($\sigma \approx 0.0002$ mm). La variabilité de l'interférence i représente pourtant le plus grand risque de non-fonctionnement d'un assemblage chassé. Bourgeois définit le domaine de validité à $i < 0.010$ mm pour le modèle de Lamé-Clapeyron-Coulomb en précisant que plus i est grand, plus le travail de la force de chassage F_c est dissipé dans une déformation non-élastique. Il ne remet pas en cause le modèle du frottement de Coulomb, mais suggère de déterminer empiriquement le coefficient de frottement μ au cas par cas. A plusieurs reprises dans sa thèse, il mentionne ses difficultés à obtenir des résultats répétables malgré le choix de l'électroformage comme méthode de production des alésages.

Durant la première année de ma thèse, profondément convaincu par les quatre principes méthodologiques de Gonseth (Chap. 1.4) et particulièrement conscient du principe de technicité, j'ai cherché à reproduire et compléter les résultats de Bourgeois et Jacot pour comprendre entièrement l'horizon de réalité apparent du chassage microtechnique. J'ai naturellement commencé par étudier la signature d'un cycle de chassage telle qu'elle est définie par Bourgeois: la courbe *déplacement-force*.

2.4 Description phénoménologique du chassage

Chaque cycle de chassage peut être caractérisé par un ensemble d'attributs propres au déroulement de cette opération d'assemblage. La mesure de la force de chassage F_c (en N) en fonction de la position z (en mm) de la goupille dans la direction d'insertion est une signature idoine (Fig. 2.6). Cette signature permet notamment la décomposition et l'interprétation d'un cycle représentatif de chassage en cinq phases.

Le début du cycle est défini par la position à laquelle l'outil touche la goupille (I). L'alignement de la goupille par rapport à la direction d'insertion n'est effectif qu'après un certain travail de la force de chassage (I) à (II). La force d'alignement F_a (en N) définie comme le maximum de la force de chassage entre (I) et (II) est une mesure du défaut d'alignement de la goupille. Dans la majorité des cycles de chassage, cet alignement est assuré par un pré-montage.

En cas d'alignement, (II) est confondu avec (I) et $F_a = 0$ N. Pour un faible défaut d'alignement, la force d'alignement est un maximum local de la force de chassage (petit pic de force). Pour un défaut d'alignement important, la force d'alignement est un maximum global de la force de chassage (grand pic de force). Cette corré-

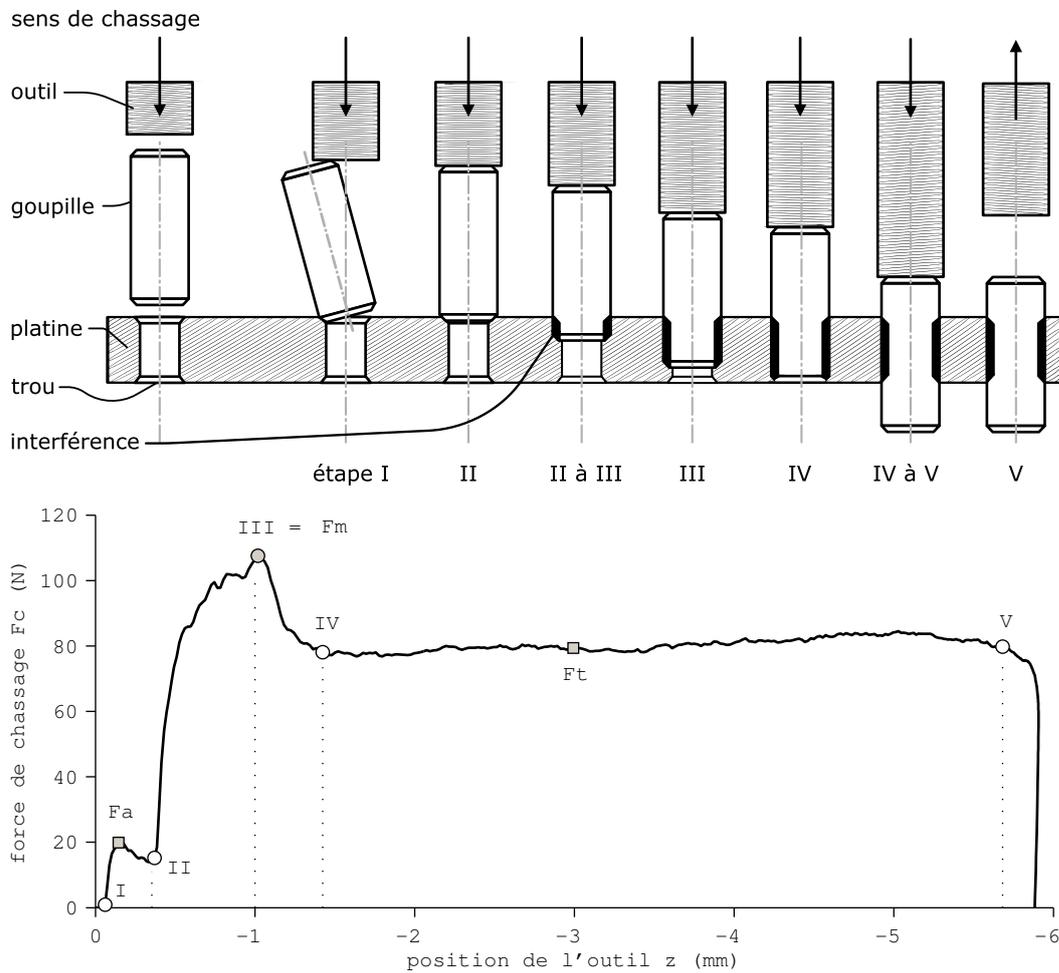


Figure 2.6 – Phases d'un cycle de chassage conventionnel (I) début du cycle: contact de l'outil avec la goupille (I à II) alignement de la goupille dans la direction d'insertion définie par l'alésage (II à III) chassage à force croissante (III) force maximale de chassage (IV) sortie de la platine (IV à V) chassage traversant (V) fin du cycle: position de la goupille à sa cote fonctionnelle.

Paramètres: 1 essai, interférence i 0.010 mm, avance v_c 20 mm s^{-1}
 Platine: laiton CuZn39Pb2, longueur de contact L 1.000 mm
 Alésage: diamètre D 1.002 mm, percé-alésé avec outil Sphinx 55652
 Goupille: acier Ac C100Cr6, long. L_g 10 mm, rugosité R_a 0.0001 mm

lation entre le premier pic de force F_a et les défauts d'alignement importants ont été rapportés dans des essais de chassage de goupilles en acier (Ac C100Cr6) de diamètre d compris entre 1 mm et 3 mm avec une interférence i de 0.006 mm dans des éprouvettes en acier Ac C10 de 2 mm d'épaisseur (Bourgeois et Jacot, 2004).

L'avance de l'outil force la goupille dans l'alésage de diamètre inférieur sur une longueur de contact L croissante (II) à (III). F_c est croissant aussi jusqu'à atteindre la force maximale de chassage F_m . Celle-ci ne correspond pas à la sortie de la platine, donc au maximum de la longueur de contact, mais au diamètre minimal de l'alésage (III). A ce niveau d'un alésage usiné par enlèvement de copeaux, une déformation élastique et macroscopique du matériau se produit pendant le passage de l'outil de coupe. L'enlèvement de matière est réduit, ce qui provoque une diminution locale du diamètre juste avant la fin de l'alésage (III). Comme l'interférence est maximale à ce point, la force de chassage F_c l'est aussi.

Par conséquent, la force de chassage diminue entre (III) et (IV), puisque la propagation de la déformation de la platine est facilitée par la proximité de la sortie de l'alésage. Entre (III) et (IV), l'avance de l'outil n'est plus accompagnée d'une augmentation de la force de chassage, puisque la longueur de contact est constante. La goupille glisse à travers la platine sous l'action d'une force de traversée F_t (en N) constante. La fin du cycle est définie par la cote fonctionnelle de positionnement de la goupille dans la direction d'insertion (V). L'outil retourne à sa position initiale et le cycle recommence.

Quelques dizaines d'essais de chassage sont suffisants à reconnaître ces phases du cycle de chassage et à identifier les attributs F_a , F_m , F_t et leurs positions z correspondantes sur l'abscisse. Il faut cependant planifier et exécuter des essais plus systématiques pour comprendre entièrement l'horizon de réalité apparent du chassage microtechnique. J'ai donc utilisé mes acquis des cours de l'école doctorale pour construire des plans d'expériences.

2.5 Essais de chassage microtechnique

J'ai exécuté trois plans d'expériences factoriels complets (2^3 , 2^4 et 2^4) pour identifier, dans ces plans séparés, les effets de 9 facteurs ayant chacun 2 niveaux (Tab. 2.3). L'interférence (F) est un facteur redondant aux plans pour permettre d'étudier ses effets croisés avec les autres facteurs.

Tableau 2.3 – Liste des variables observées dans les plans d'expériences

Variable observée		Niveau		Valeur	
		bas	haut	typique	
A	avance de la presse	mm s ⁻¹	0.1	20	10
B	sens de chassage		usinage	inverse	usinage
C	bridage de la platine	N	0	50	20
E	diamètre nominal	mm	0.2	1.5	1.0
F	interférence	mm	0.002	0.020	0.010
G	longueur de contact	mm	0.2	3.5	1.0
H	matériau de la platine		Tab. C.1		laiton
J	production de l'alésage		Fig. 3.7		microperçage

Conformément au principe de dualité, les points de l'espace des expériences ont été ajoutés par itérations jusqu'à obtenir des modèles idoines de la force maximale de chassage F_m et de la tenue axiale T_a . La forme générale de ces modèles est donnée par l'Eq. 2.8. Si la forme générale du modèle est identique pour l'estimation \hat{y} de la force maximale de chassage F_m et de la tenue axiale T_a , la valeur de chaque coefficient β_j est différente pour ces deux attributs du cycle de chassage.

$$\begin{aligned}
 \hat{y} = & \beta_0 + \sum_{j=1}^3 \beta_j \cdot \begin{pmatrix} A \\ B \\ C \end{pmatrix} + \sum_{j=4}^6 \beta_j \cdot \begin{pmatrix} AB \\ AC \\ BC \end{pmatrix} \quad \left. \vphantom{\sum_{j=1}^3} \right\} \text{procédé} \\
 & + \sum_{j=7}^{11} \beta_j \cdot \begin{pmatrix} E \\ F \\ G \\ H \\ J \end{pmatrix} + \sum_{j=12}^{17} \beta_j \cdot \begin{pmatrix} EF \\ EJ \\ FG \\ FH \\ FJ \\ GH \end{pmatrix} + \varepsilon \quad \left. \vphantom{\sum_{j=7}^{11}} \right\} \text{alésage}
 \end{aligned} \tag{2.8}$$

Le coefficient β_0 correspond à la moyenne de la réponse mesurée (F_m ou T_a) sur l'ensemble des expériences. Les coefficients β_1 à β_3 et β_7 à β_{11} sont les effets des facteurs du procédé, respectivement de l'alésage. Les coefficients β_4 à β_6 et β_{12} à β_{17} sont les effets croisés de ces facteurs. L'erreur résiduelle du modèle est notée ε .

Pour identifier ces effets significatifs, j'ai mesuré la force maximale de chassage F_m et la tenue axiale T_a pour chaque point de l'espace des expériences. J'ai ensuite

analysé la variance de chaque coefficient β_j pour ces deux résultats. Les hypothèses H_0 et H_1 (Eq. 2.9) permettent de vérifier pour chaque coefficient β_j s'il participe par un effet significatif à la relation linéaire entre la réponse \hat{y} du modèle et les variables observées A à J (Tab. 2.3).

$$\left. \begin{array}{l} H_0 : \beta_j = 0 \\ H_1 : \beta_j \neq 0 \end{array} \right\} \text{ avec } j \in [0, 17] \quad (2.9)$$

Le coefficient β_j contribue de manière significative lorsque l'hypothèse nulle H_0 est rejetée au seuil $\alpha = 99\%$, c'est-à-dire lorsque la probabilité $p(F_0) < 0.01$. Les variables observées A à J sont marquées (-) pour aucun effet, (*) pour effet non-significatif, (**) pour effet significatif et (***) pour effet très important (Kleppmann, 2009). Selon l'expression connue des personnes travaillant avec le Professeur Jacques Jacot, les "*éléphants à chasser en production*" correspondent au marquage (***) .

Pour une meilleure lisibilité, les résultats des analyses de la variance sont présentés séparément pour les variables du procédé et pour celles de l'alésage. Les variables de l'alésage prennent les valeurs constantes de la Fig. 2.6.

2.5.1 Variables observées du procédé

Tableau 2.4 – Analyse de la variance des coefficients β_j avec $j \in [0, 6]$ pour identifier les facteurs d'influence du procédé sur la force maximale de chassage F_m

Variable observée	SCE	DL	Variance	F_0	Probabilité
avance A	92	1	92	2	0.1963 -
sens B	2089	1	2089	44	0 ***
bridage C	886	1	886	19	0.0019 *
effets croisés	A-B	3	3	0	0.8007 -
	A-C	4	4	1	0.7711 -
	B-C	553	1	553	12
résidu	427	9	47		
total	4054	15			

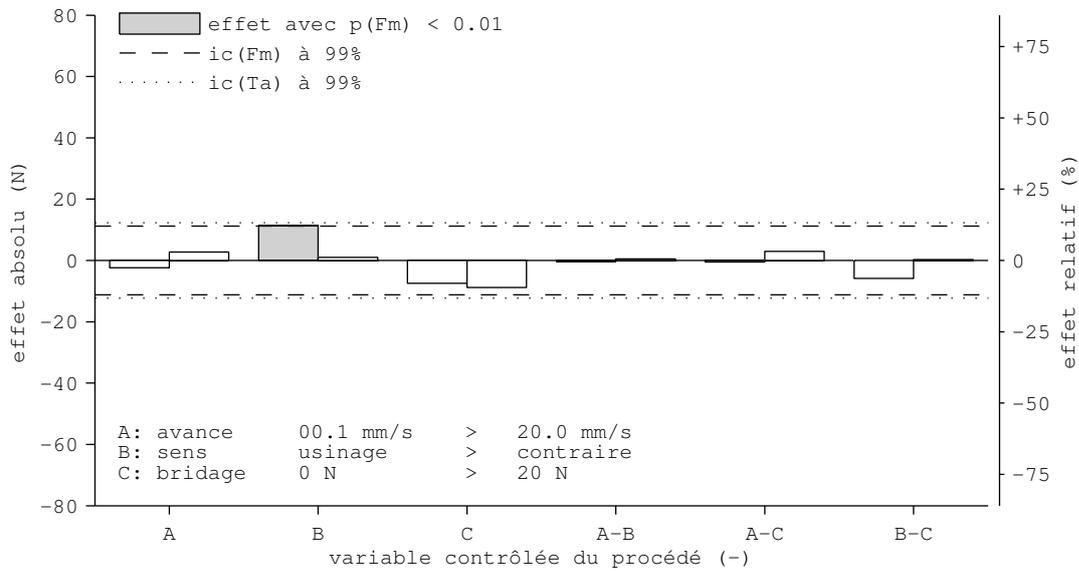


Figure 2.7 – Résultats de l'analyse de la variance des coefficients β_j avec $j \in [0, 6]$ pour identifier les facteurs d'influence du procédé sur la force maximale de chassage F_m et sur la tenue axiale T_a . Seul le sens de chassage (donc indirectement la géométrie de l'alésage) a un effet sur la force maximale de chassage F_m . Les variables du procédé n'ont aucun effet significatif sur la tenue axiale T_a .

Les résultats de l'analyse de la variance des coefficients β_j sont conformes à mes premières expériences, à mes attentes et aux résultats obtenus par Bourgeois. Les paramètres du procédé n'ont pas d'effet significatif et ne contribuent ni à l'augmentation ni à la diminution de la variabilité de la tenue mécanique des assemblages chassés. Le sens du chassage met en évidence une dissymétrie de la géométrie de l'alésage. Une éventuelle conicité sera étudiée au chapitre 3.4.

2.5.2 Variables observées de l'alésage

Les paramètres du procédé n'ont donc d'effet ni sur la force de chassage F_m ni sur la tenue mécanique T_a des assemblages chassés. Les sources de la variabilité de la tenue mécanique sont donc imputables soit aux composants, soit à l'alésage. Je fais ici l'hypothèse éclairée que cette variabilité provient de la dispersion sur les alésages. Cette hypothèse, discutée au chapitre 3.4, est fondée sur ma connaissance des méthodes de production des goupilles et des pierres horlogères et de leur maîtrise technique suffisante. J'ai donc exécuté 2 plans d'expériences supplémentaires pour identifier les effets significatifs des variables de l'alésage.

Tableau 2.5 – Analyse de la variance des coefficients β_j avec $j \in [7, 17]$ pour identifier les facteurs d'influence de l'alésage sur la tenue mécanique

Variable observée		SCE	DL	Variance	F ₀	Probabilité	
diamètre	E	8	1	8	0	0.8335	-
interférence	F	28808	1	28808	225	0	***
long. de contact	G	47092	1	47092	368	0	***
matériau	H	1386	1	1386	11	0.0030	-
méth. de prod.	J	139	1	139	1	0.3774	-
effets		E-F	1803	1803	11	0.0039	*
croisés		E-J	197	197	1	0.2946	-
		F-G	21194	21194	166	0	***
		F-H	4187	4187	33	0	*
		F-J	731	731	4	0.0512	-
		G-H	64	64	0	0.4863	-
résidu 1		3199	25	128			
résidu 2		3589	21	171			
total		105930	57				

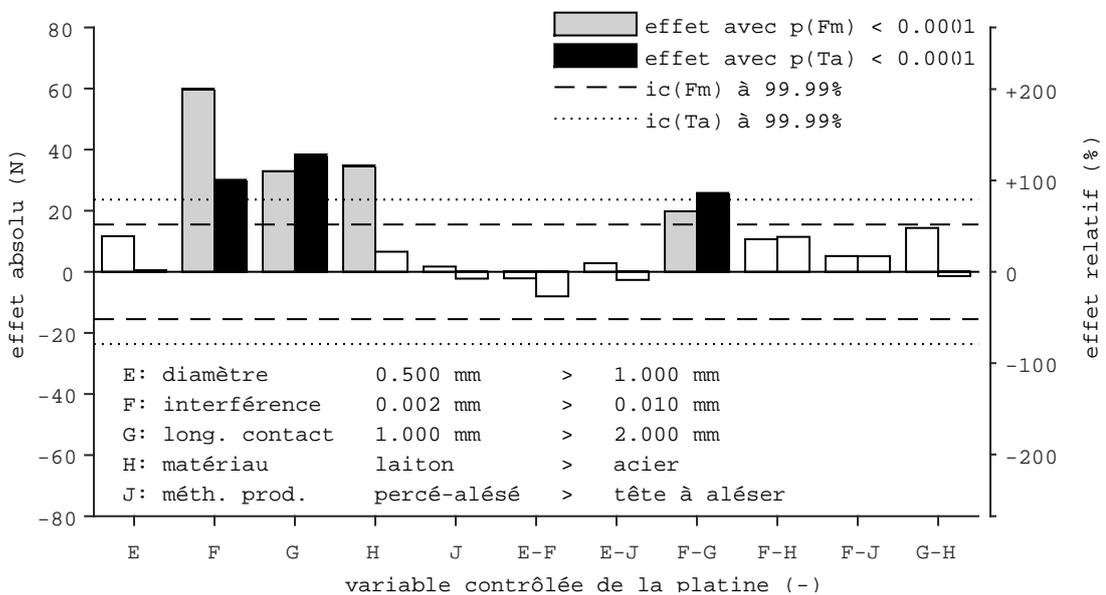


Figure 2.8 – Résultats de l'analyse de la variance des coefficients β_j avec $j \in [7, 17]$ pour identifier les facteurs d'influence de l'alésage. L'interférence i , la longueur de contact L et leur effet croisé ont un effet significatif sur la force maximale de chassage et sur la tenue mécanique.

Le résultat de cette analyse de la variance montre que seuls l'interférence (F), la longueur de contact entre le composant et l'alésage (G), leur effet croisé, ont un effet significatif sur la force maximale de chassage F_m et sur la tenue axiale T_a . Le nominal du diamètre (E), conformément au modèle de Lamé-Clapeyron-Coulomb, n'a d'influence ni sur le chassage ni sur la tenue mécanique de celui-ci.

2.5.3 Modèles linéaires appliqués à un cas de production

J'utilise les coefficients β_j correspondant aux effets significatifs (Fig. 2.7 et 2.8) pour construire deux modèles linéaires simples et idoines au dimensionnement des chassages (sub-)millimétriques. J'utilise le premier modèle pour prédire la force maximale de chassage F_m et le second pour prédire la tenue axiale T_a (Eq. 2.10).

Cette démarche est un exemple d'application à un cas de production particulier. Les domaines de validité des modèles sont donc limités aux plages comprises entre le niveau bas et le niveau haut de chaque facteur des plans d'expériences exécutés (Tab. 2.3). Les extrapolations sont en particulier à éviter.

Je propose de remplacer le modèle de Lamé-Clapeyron-Coulomb universellement utilisé et inadéquat à ces dimensions par des modèles tels que ceux que j'ai construits de manière scientifique et rigoureuse plutôt que d'appliquer de manière dogmatique les normes ([DIN-7190, 2013](#); [NIHS 41-02, 2003](#); [NIHS 94-10, 2009](#)).

$$F_m = 103 + (11 \ 60 \ 33 \ 35 \ 20) \cdot \begin{pmatrix} B \\ F \\ G \\ H \\ FG \end{pmatrix} + \varepsilon \quad (2.10)$$

$$T_a = 64 + (\quad 30 \ 38 \quad 26) \cdot \begin{pmatrix} F \\ G \\ FG \end{pmatrix} + \varepsilon$$

La pertinence de tels modèles et leurs domaines de validité peuvent être remis en question selon les principes de révisibilité et de dualité. C'est pourquoi j'ai appliqué le principe de dualité pour vérifier la pertinence de mes modèles et définir leurs domaines de validité (Fig. 2.9).

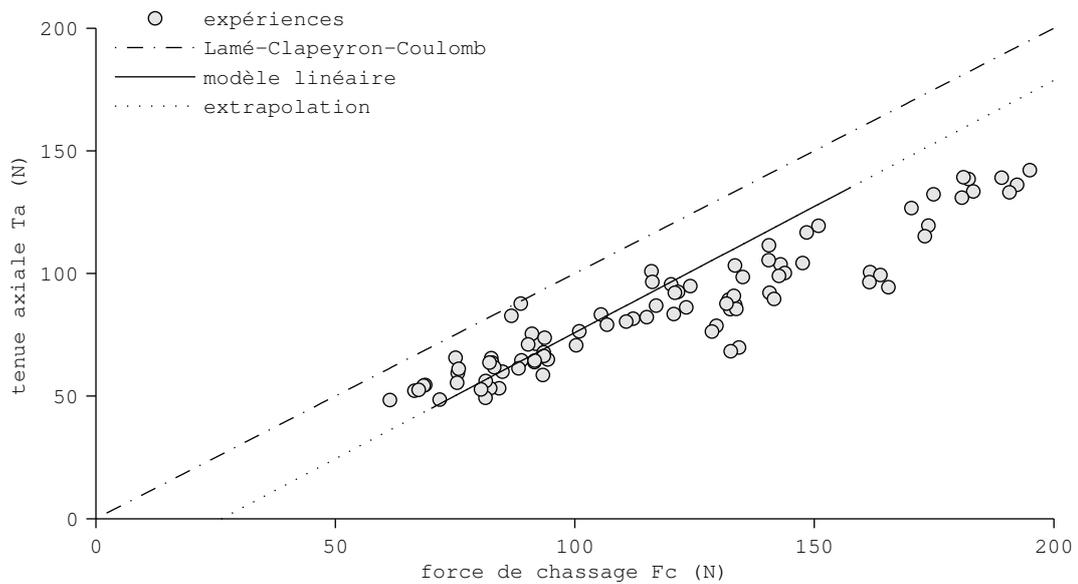


Figure 2.9 – Confrontation du modèle de Lamé-Clapeyron-Coulomb, de mon modèle linéaire et des expériences selon l'application du principe de dualité entre théorie et pratique

Paramètres: 90 essais, interférence i 0.010 mm, avance v_c 20 mm s⁻¹
 Platine: laiton CuZn39Pb2, longueur de contact L 1.0 mm à 2.9 mm
 Alésage: diamètre D 1.002 mm, percé-alésé avec outil Sphinx 55652
 Goupille: acier Ac C100Cr6, long. L_g 10 mm, rugosité Ra 0.0001 mm

Le résultat de la confrontation de mon modèle linéaire avec les expériences montre une bonne correspondance (Fig. 2.10) entre mon modèle et des essais de chassage de goupilles dans des platines différentes de celles avec lesquelles le modèle a été construit².

L'effet dû à un matériau différent du laiton (H, Fig. 2.8), ici en acier inoxydable, dans la construction du modèle linéaire est observable sur la moyenne de l'écart ($\varepsilon = 14.67$ N) au modèle des essais du groupe 1 (Fig. 2.10, ■). En construisant un modèle uniquement sur la base d'essais de chassage dans des platines en laiton, cet écart pourrait être réduit à la moyenne de l'écart ($\varepsilon = 3.94$ N) des essais du groupe 2 (●).

²J'ai prêté une attention toute particulière à la rigueur scientifique avec laquelle j'ai confronté mon modèle aux essais de chassage. En effet, il est incorrect de réutiliser les essais avec lequel le modèle a été construit pour valider celui-ci!

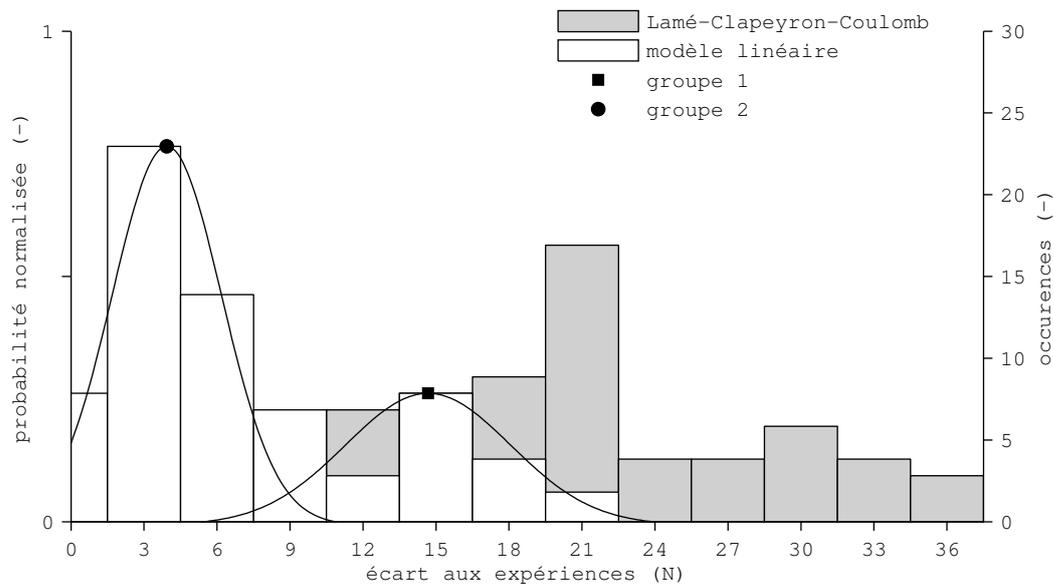


Figure 2.10 – Écarts du modèle de Lamé-Clapeyron-Coulomb, de mon modèle linéaire aux mesures expérimentales

2.6 Application du principe de révisibilité

Au vu de la comparaison entre le modèle de Lamé-Clapeyron-Coulomb, mon modèle linéaire et les expériences, le principe de révisibilité est à appliquer au modèle de Lamé-Clapeyron-Coulomb. En effet, plusieurs hypothèses formant la base théorique de ce modèle universellement utilisé sont fausses dans le cas du chassage microtechnique:

- (i) Le modèle de Lamé-Clapeyron décrit un équilibre statique entre deux tubes sous pression (interne et externe).
- (ii) Le modèle de Hertz est repris pour le contact entre la platine et la goupille. La déformation est donc supposée purement élastique.
- (iii) La surface de contact entre la platine et la goupille est supposée égale à l'aire latérale du cylindre de diamètre D et de hauteur L qui idéalise l'interface alésage-goupille.
- (iv) Le modèle de Coulomb est repris pour le frottement. Le frottement y est défini par un coefficient μ qui ne rend pas compte de l'influence pourtant observée de la méthode de production de l'alésage.

De plus, les résultats des essais de chassage microtechnique confirment une non-linéarité entre la force maximale de chassage et la tenue mécanique impossible à expliquer avec les modèles de l'horizon apparent du chassage microtechnique.

Pour pouvoir étendre cet horizon de réalité, je dois cependant résoudre le problème de technicité lié à la production des alésages et à leur mesure. En effet, dans mon exploration de l'horizon de réalité apparent, j'ai pu démontrer que la sensibilité du procédé de chassage à l'interférence i est très importante (Fig. 2.8). La dispersion sur cette interférence est la cause de la variabilité de la tenue mécanique des assemblages chassés. La production répétable d'alésages est un prérequis à la maîtrise du chassage microtechnique.

3

Production et mesure des alésages

Nous avons vu au chapitre précédent que les expériences ne sont pas explicables par le modèle de Lamé-Clapeyron-Coulomb. Pour construire un modèle idoine, je suis contraint d'identifier les sources de la dispersion sur l'interférence. En effet, l'interférence est la variable dont l'effet sur la force de chassage et la tenue mécanique est le plus important (Fig. 2.8). Pour identifier les sources de cette dispersion, je procède en quatre étapes:

- (i) identifier la valeur moyenne μ , le décentrage δ et la dispersion σ du diamètre extérieur d des composants à chasser
- (ii) établir la capabilité C_p des jauges tampons utilisées pour le réglage des machines de production des alésages
- (iii) créer une référence par palpeur nanométrique du diamètre D et du profil $p = D(z)$ des alésages fabriqués par 7 méthodes de production distinctes couramment utilisées en horlogerie
- (iv) analyser la variance du diamètre D des alésages mesurés par caméra industrielle et l'asservissement des paramètres ayant un effet significatif pour obtenir un instrument de mesure capable qui soit utilisable en production.

Il existe de nombreux mythes et croyances relatifs à la production dans les manufactures horlogères. L'un d'eux conduit systématiquement et depuis au moins vingt ans à la remise en question de la justesse du diamètre extérieur d des composants avant celle du diamètre D des alésages dont les défauts géométriques (Fig. 3.1) sont pourtant connus.

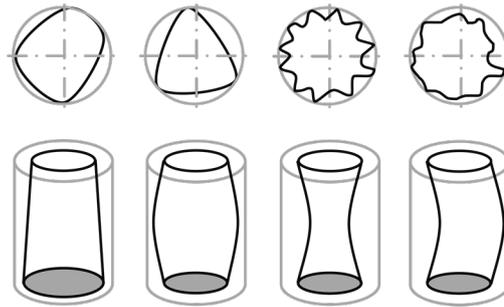


Figure 3.1 – Le modèle de l'alésage cylindrique est largement répandu en production. La géométrie des alésages est rarement cylindrique à l'échelle microtechnique (Klocke, 2008). Les défauts géométriques sont dus à des déformations permanentes lors de l'usinage ou lors d'une mesure mécanique. Les plus courants sont des géométries coniques, en forme de tonneau, en forme de sablier ou en forme de lobes, etc.

Les pierres synthétiques utilisées comme paliers dans les montres sont particulièrement remises en question. D'un côté les sous-traitants assurent produire dans la tolérance 0 à $+0.006$ mm prescrite par la norme [NIHS 41-02](#). De l'autre côté, les manufactures soupçonnent une non-maîtrise du procédé de production. J'ai donc décidé de me construire un avis objectif et de mesurer, au travers de deux essais R&R, la dispersion du diamètre d de 3 lots de pierres synthétiques et 2 lots de goupilles en acier. Le diamètre nominal d des composants est de 1.000 mm.

3.1 Mesure du diamètre des composants

Les lots de pierres PI-002 et PI-004 ont été commandés à un intervalle de 39 semaines à un même fournisseur de Sainte-Croix, tandis que le lot de pierres PI-003 a été commandé à un second fournisseur du Locle. Chacune des 25 pierres de chaque lot a été mesurée 3 fois par 2 opérateurs expérimentés. Les pierres

sont numérotées par avance, prises dans l'ordre (1,2,3, ... 25,1,2,3, ... 25,1,2,3, ... ,25) et reposées entre chaque mesure. Ce protocole permet simultanément de caractériser l'instrument de mesure (Fig. 3.2, Tab. 3.5) et de mesurer la valeur moyenne μ , le décentrage δ et la dispersion σ du diamètre d des composants (Fig. 3.2, Fig. 3.3, Tab. 3.2).

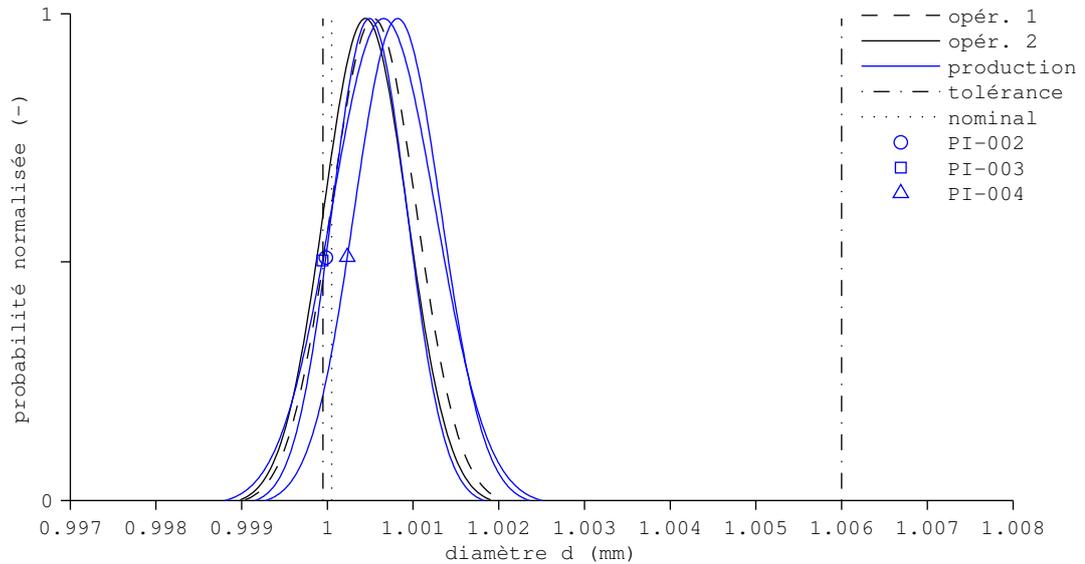


Figure 3.2 – Le résultat de l'essai R&R sur les pierres synthétiques démontre une faible dispersion ($\sigma_{PI} < 0.00061$ mm) pour les 3 lots de pierres et les 2 fournisseurs. Le décentrage ($\delta_{IT} \approx 0.00234$ mm) par rapport au milieu de l'intervalle de tolérance IT a un double désavantage : la diminution de 13.96 % du nombre de composants conformes et l'augmentation de l'interférence i de 0.00066 mm (si elle est calculée par rapport au diamètre nominal d de 1.000 mm).

Les règles de calcul des dispersions (Eq. 3.1) sont déduites à partir de l'opération de convolution de deux distributions de Gauss.

$$\begin{aligned}\sigma_{tot} &= \sqrt{\sigma_m^2 + \sigma^2} \\ &= \sqrt{(\sigma_1^2 + \sigma_2^2) + \sigma^2}\end{aligned}\tag{3.1}$$

La dispersion de mesure σ_m est calculée avec les mêmes règles à partir de la répétabilité σ_1 et de la reproductibilité σ_2 . Cette répétabilité et cette reproductibilité de l'instrument de mesure, ici du comparateur horizontal Sylvac PS-15, sont obtenues par la méthode dite du *range* (Montgomery, 2009). La dispersion du lot

de production σ est calculée par soustraction de la dispersion de mesure σ_m à la dispersion totale σ_{tot} (Eq. 3.2).

$$\begin{aligned}
 \sigma &= \sqrt{\sigma_{tot}^2 - \sigma_m^2} \\
 &= \sqrt{\sigma_{tot}^2 - (\sigma_1^2 + \sigma_2^2)} \\
 &= \sqrt{0.00073^2 - (0.00014^2 + 0.00053^2)} & (3.2) \\
 &= \sqrt{0.00073^2 - 0.00055^2} \\
 &= 0.00048 \text{ mm}
 \end{aligned}$$

En utilisant ce résultat et en appliquant le calcul de la capabilité C_p (Eq. 3.3), il est possible d'obtenir une quantification de l'adéquation de l'instrument de mesure en fonction de l'intervalle de tolérance IT sur la cote à mesurer. Il faut toutefois être attentif aux faits que la capabilité C_p ne tient pas compte du décentrage δ et que sa valeur peut être facilement changée en changeant la valeur de l'intervalle de tolérance IT !

$$\begin{aligned}
 C_p &= \frac{IT}{6 \cdot \sigma_m} \\
 &= \frac{0.006}{6 \cdot 0.00055} & (3.3) \\
 &= 1.81
 \end{aligned}$$

Le calcul de la capabilité C_p (Eq. 3.3) appliqué au comparateur mécanique horizontal Sylvac PS-15 montre que cet équipement de la production est un instrument de mesure idoine pour la mesure des diamètres extérieurs d et le réglage des centres d'usinage de ces composants microtechniques (Tab. 3.5).

Tableau 3.1 – Résultats de la caractérisation de la dispersion de mesure σ_m , de la répétabilité σ_1 et de la reproductibilité σ_2) du comparateur horizontal Sylvac PS-15. Ces valeurs sont issues de l'essai R&R sur le lot de goupilles GP-001. La capabilité C_p est calculée sur un intervalle de tolérance IT de 0.006 mm.

Répétabilité	Reproductibilité	Dispersion	Biais	Capabilité
σ_1 (mm)	σ_2 (mm)	σ_m (mm)	δ_m (mm)	C_p (-)
0.00014	0.00053	0.00055	<0.00082	1.81

J'ai exécuté un test R&R similaire sur 2 lots de goupilles en acier. Le diamètre nominal d est de 1.000 mm. Les lots de goupilles GP-001 et GP-002 ont été commandés à un intervalle de 25 semaines à un même fournisseur de Bevaix. La tolérance annoncée est de ± 0.002 mm.

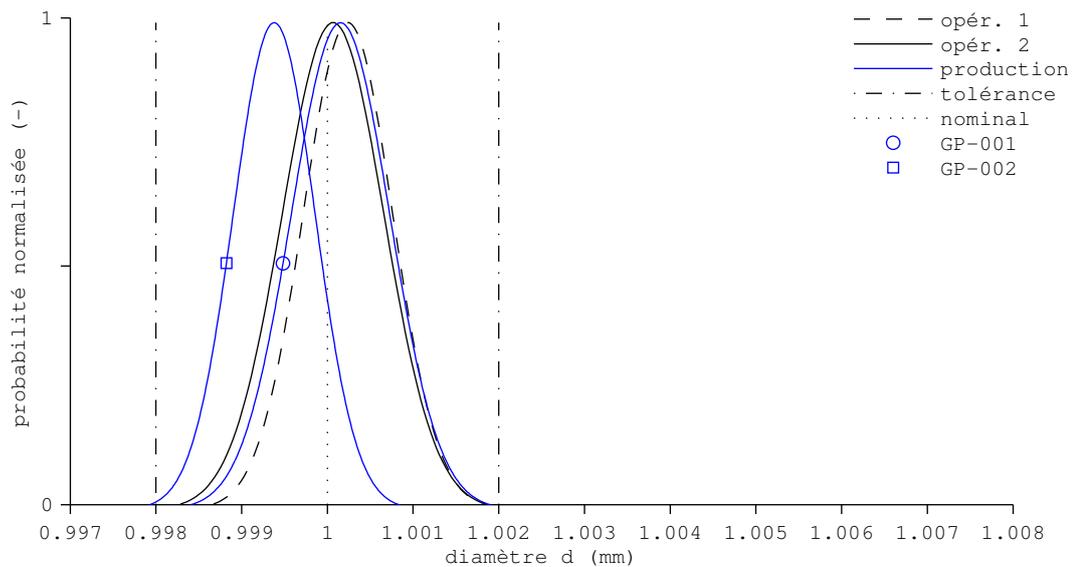


Figure 3.3 – Le résultat de l'essai R&R sur les goupilles témoigne d'une maîtrise du procédé de fabrication. La faible dispersion ($\sigma_{GP} < 0.00057$ mm) pour les 2 lots de goupilles de ce fournisseur et le décentrage ($\delta < 0.00062$ mm) par rapport au nominal en sont des mesures objectives.

Au vu des faibles dispersions et décentrages des composants (Tab. 3.2), la variabilité de l'interférence i n'est, dans les cas étudiés, pas due aux dispersions des diamètres d des composants chassés.

Tableau 3.2 – Résultats des essais R&R sur les 3 lots de pierres synthétiques, 2 lots de goupilles. Les faibles dispersions ($\sigma < 0.00061$ mm) et décentrages ($\delta < 0.00082$ mm) par rapport au nominal prouvent une maîtrise des procédés de fabrication pour les cas étudiés. La tolérance donnée par les fabricants est de 0 à +0.006 mm sur les pierres et de ± 0.002 mm sur les goupilles.

		Décentrage	Dispersion	Capabilité
		δ (mm)	σ (mm)	C_p (-)
Pierres	PI-002	0.00049	0.00044	2.27
	PI-003	0.00066	0.00061	1.64
	PI-004	0.00082	0.00051	1.96
Goupilles	GP-001	-0.00062	0.00048	2.08
	GP-002	0.00015	0.00057	1.75

Le rapport h/d entre la hauteur h et le diamètre d des composants est typique de la microtechnique: $h \ll d$. Ce rapport permet de poser l'hypothèse d'un profil régulier avec une faible conicité sur la hauteur h . La variabilité de l'interférence i est donc plus probablement due à la méthode de production de l'alésage ou à la mesure du diamètre D de celui-ci. Cette hypothèse est étudiée ci-dessous.

3.2 Capabilité des jauges tampons

Le modèle de l'alésage cylindrique est largement répandu dans les ateliers mécaniques. La géométrie des alésages est cependant rarement cylindrique à l'échelle microtechnique. Une caractérisation des alésages permet de définir des classes de défauts géométriques (Fig. 3.1) et d'améliorer ainsi le modèle de l'interface alésage-composant. Il faut cependant procéder avec précaution à cette caractérisation, car les instruments de mesure utilisés en mécanique traditionnelle atteignent rapidement leur limite aux dimensions microtechniques et présentent souvent une dispersion de mesure σ_m du même ordre de grandeur que la cote à mesurer. C'est particulièrement le cas des jauges tampons qui malgré le développement des machines de palpé mécanique (CMM) restent le moyen le plus répandu dans les ateliers mécaniques pour régler les centres d'usinages.

Pour quantifier la capabilité de ces instruments de mesure, j'ai exécuté un essai R&R similaire aux deux précédents sur un lot de 30 alésages de diamètre nominal $D = 1.000$ mm. Ces alésages ont été percés-alésés avec un outil de forme (modèle no 55652 de Sphinx) dans une platine en laiton d'une épaisseur $e = 1.000$ mm.

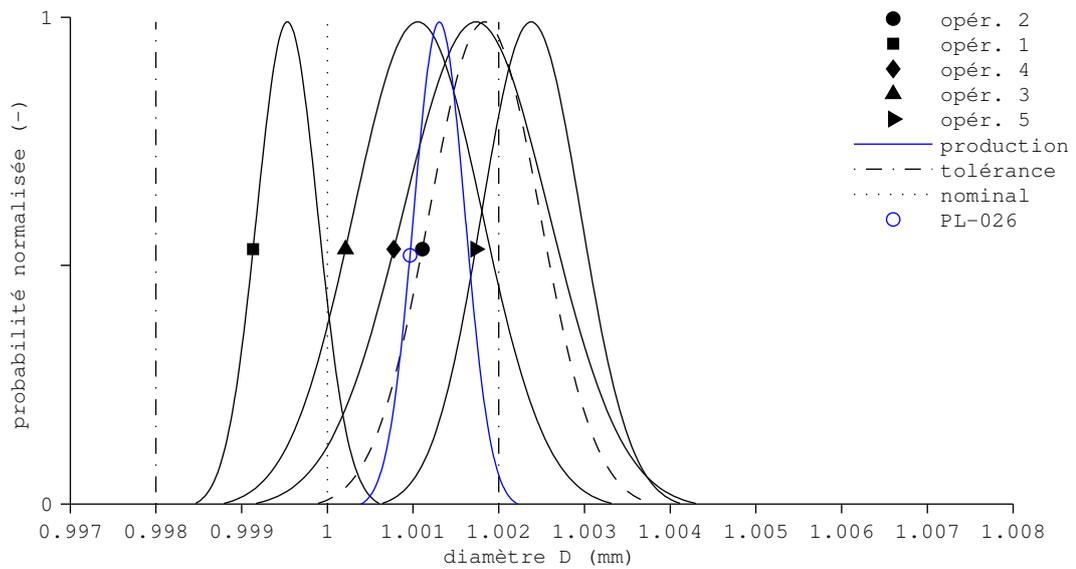


Figure 3.4 – Le résultat de l'essai R&R sur la mesure par jauges Cary TXH CJ1X1S2/0 de 30 alésages de la platine PL-026 montre une dispersion de mesure ($\sigma_m = 0.0026$ mm) supérieure à la dispersion ($\sigma = 0.0007$ mm) de la méthode de production des alésages. Le diamètre D de l'alésage est systématiquement agrandi par les passages successifs des jauges.

Le résultat de l'essai R&R est typique d'une production microtechnique: la dispersion de mesure ($\sigma_m = 0.0026$ mm) est supérieure à la dispersion ($\sigma = 0.0007$ mm) de la méthode de production. La difficulté de mesurer juste contribue au mauvais réglage de l'outil de production et provoque un décentrage ($\delta = 0.00130$ mm) de la valeur moyenne des cotes par rapport à la cote nominale.

L'augmentation du diamètre D est dépendante du nombre de passages. Au minimum deux jauges avec deux mouvements chacune, une insertion et une extraction, sont nécessaires. La force avec laquelle l'opérateur insère la jauge dans l'alésage à mesurer a également un effet significatif (Fig. 3.4). Cet effet de la force de jaugeage est démontré par une expérience où l'opérateur no2 applique une force environ deux fois plus importante que les autres opérateurs. L'effet d'agrandissement de l'alésage est visible sur la mesure des opérateurs no 3 à no 5.

Cette dispersion de mesure σ_m importante est expliquée par une mauvaise reproductibilité $\sigma_2 = 0.0012$ mm. En effet, le passage répété d'une jauge modifie la géométrie de l'alésage et augmente son diamètre D par un effet identique à celui de l'opération de *repassage* par une étampe ou l'opération de *brochage*. Ces déformations irréversibles provoquées par les jauges tampons sont visibles sous un microscope (Fig. 3.5).

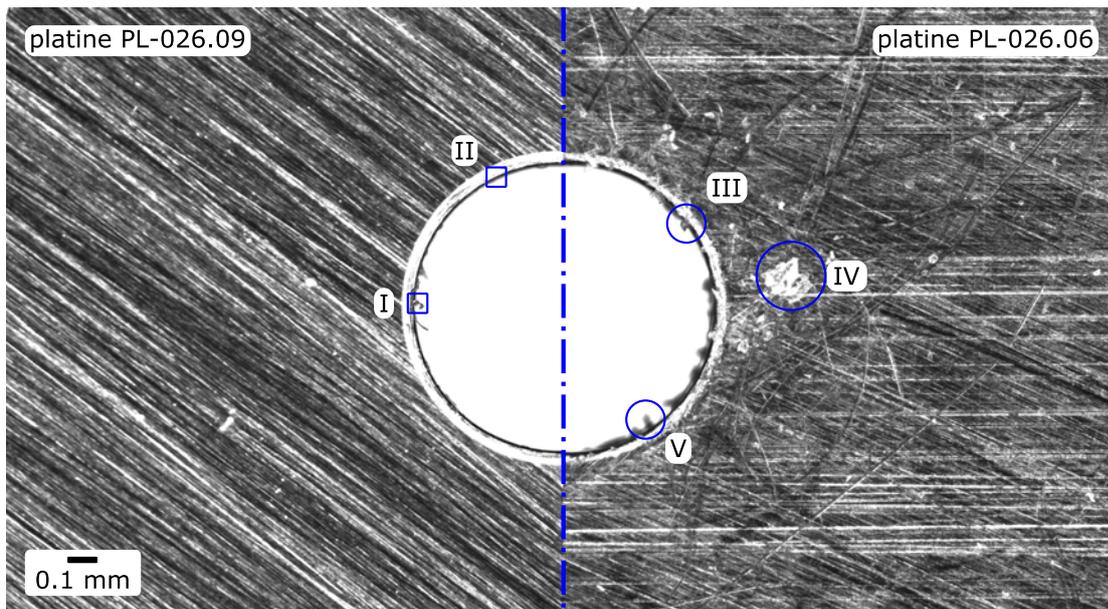


Figure 3.5 – Photographie de l'entrée d'un alésage avant (gauche) et après (droite) une mesure par jauges Cary TXH CJ1X1S2/0. Seule une micro-bavure (I) à la limite entre le chanfrein et l'alésage est visible, sinon l'usinage est propre (II) avant la mesure. Par contre, l'usure et la déformation permanente de l'alésage par abrasion et redépôts du laiton à l'intérieur (III), à l'entrée (V) de l'alésage et à la surface de la platine (IV), sont visibles après la mesure.

Tableau 3.3 – Résultats de la caractérisation de la dispersion de mesure totale σ_m (répétabilité σ_1 et reproductibilité σ_2) des jauges Cary TXH CJ1X1S2/0. Ces valeurs sont issues de l'essai R&R sur la série d'alésage de la platine PL-026. La capacité C_p est calculée sur un intervalle de tolérance IT de ± 0.002 mm.

Répétabilité	Reproductibilité	Dispersion	Biais	Capabilité
σ_1 (mm)	σ_2 (mm)	σ_m (mm)	δ_m (mm)	C_p (-)
0.00221	0.00129	0.00264	< 0.00488	0.25

Le résultat de l'essai R&R démontre un fait connu dans les manufactures horlogères les plus avancées sur le sujet. La mesure par jauges tampons n'est idoine ni pour la mesure des diamètres internes D des alésages ni pour le réglage des machines de production. M'inspirant d'un essai de principe concluant de Bourgeois, j'ai utilisé une machine de mesure spéciale développée à l'Office Fédérale de Métrologie (METAS) pour exécuter des mesures de référence me permettant de poursuivre le calcul de la dispersion (Eq. 3.1) des diamètres D des alésages.

3.3 Mesure par palpeur nanométrique

Le palpeur nanométrique est une machine de mesure de coordonnées dont l'incertitude de mesure est inférieure à 0.00005 mm dans l'espace (Meli et al., 2003; Küng et al., 2007). Cette incertitude n'a de sens que dans les conditions de mesure stables. En effet, une différence de température de 5 °C provoque une dilatation de 2x cette incertitude, soit 0.0001 mm pour un diamètre D de 1.000 mm dans une platine en laiton. La résolution, définie comme la distance Δ entre deux points de mesure, est choisie à $\Delta = 0.003$ mm pour maintenir le temps de mesure à un niveau acceptable.

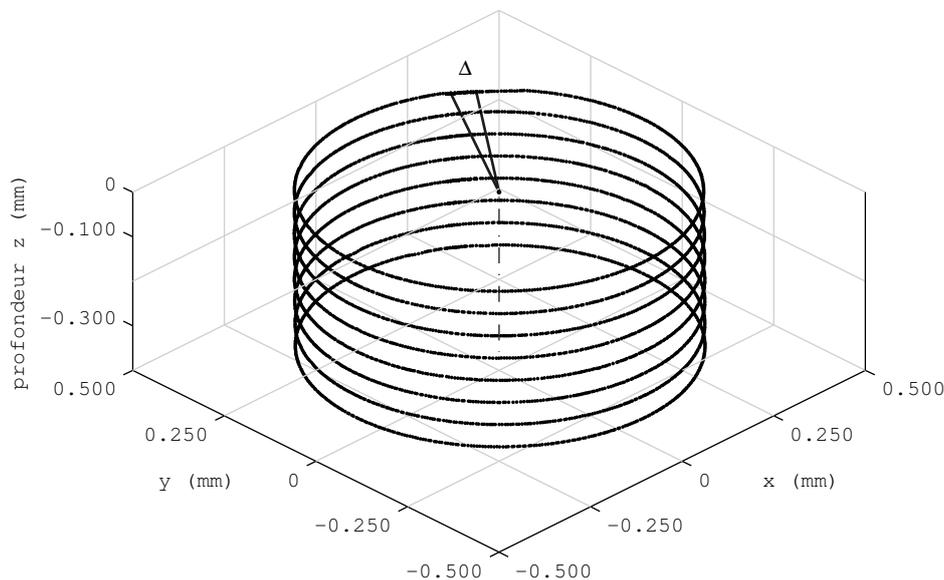


Figure 3.6 – Exemple d'une mesure par palpeur nanométrique. Chaque alésage est mesuré sur 4 à 12 profils parallèles à la direction d'usinage (non représentés ici) et sur 3 à 12 cercles dans un plan orthogonal à cette même direction d'usinage. Les profils $p = D(z)$ moyennés sont utilisés pour définir le plan $z = 0$ et pour calculer la dispersion $\sigma(z)$ à chaque profondeur z . Les diamètres $D(z)$ sont utilisés pour calculer le décentrage δ et l'écart par rapport au modèle du cylindre (Fig. 3.7, Fig. 3.8).

Avec la précieuse aide du Dr Alain Küng, nous avons redéfini les géométries à mesurer par palpeur nanométrique. Chaque alésage est mesuré sur 4 à 12 profils parallèles à la direction d'usinage et sur 3 à 12 cercles dans un plan orthogonal à cette même direction d'usinage (Fig. 3.6). J'ai ensuite analysé les résultats bruts des mesures de 227 alésages fabriqués par 7 méthodes de production différentes.

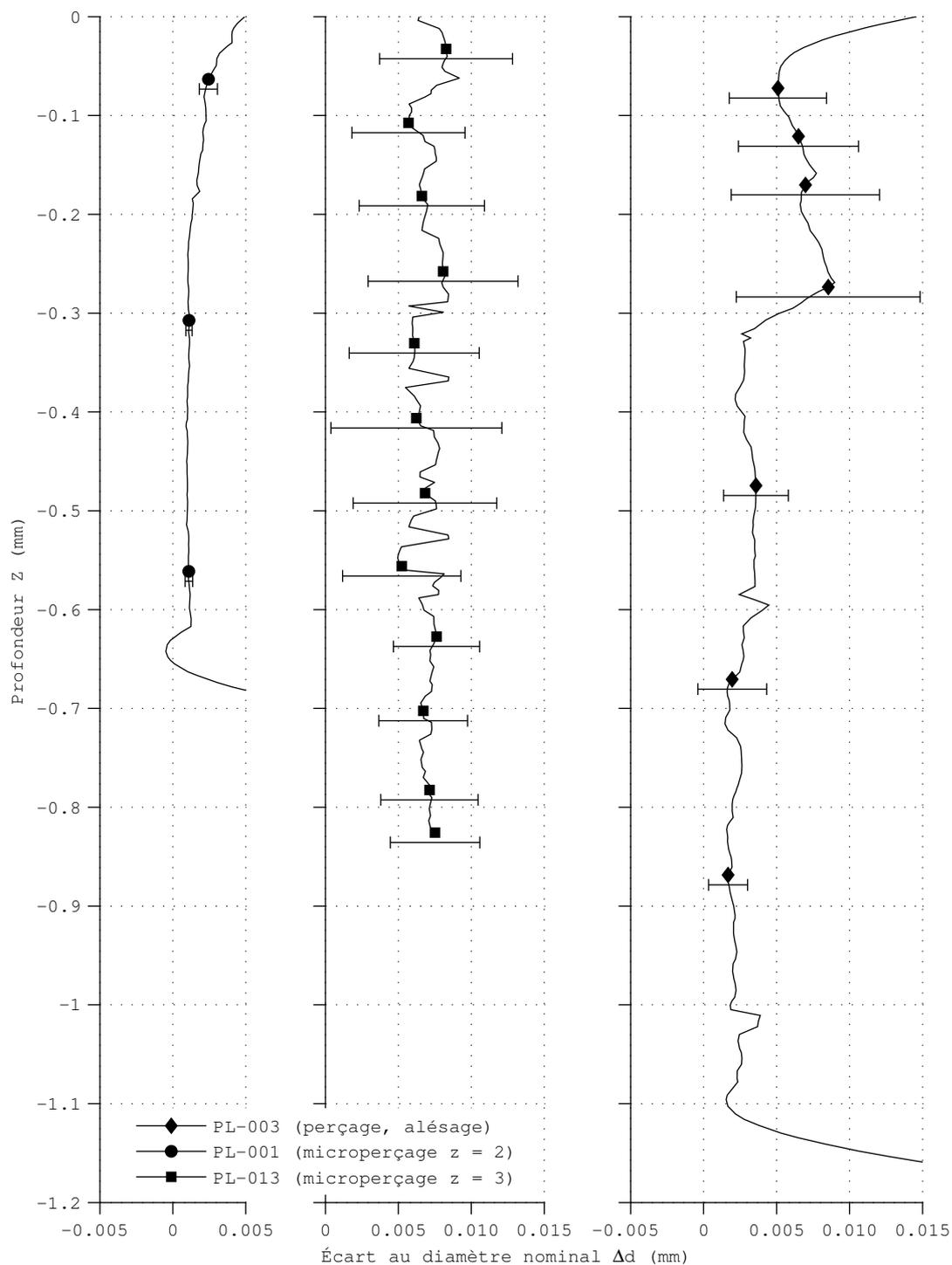


Figure 3.7 – Résultats de l'analyse des mesures par palpeur nanométrique des alésages micro-perçés avec un foret à deux dents (PL-001), des alésages percés avec un foret en métal dur puis alésés (PL-003) et des alésages percés-alésés avec un outil de forme (PL-013).

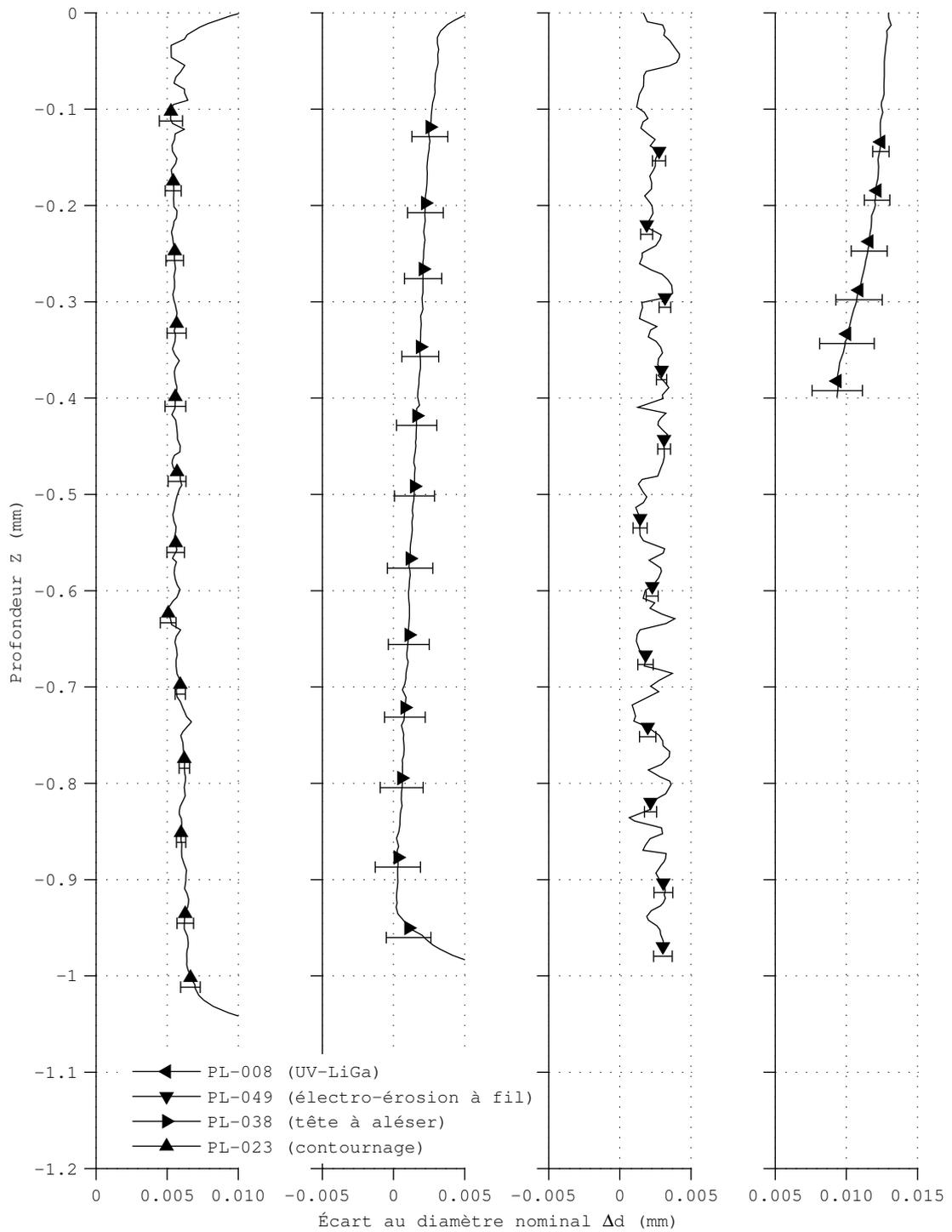


Figure 3.8 – Résultats de l'analyse des mesures par palpeur nanométrique des alésages électroformés (PL-008), des alésages fraisés par interpolation (PL-023), des alésages usinés par une tête à aléser (PL-038) et des alésages usinés par électroérosion à fil (PL-049).

J'ai prêté une attention particulière à la définition de l'origine $z = 0$ de la profondeur z (en mm). Le plan $z = 0$ est défini comme le plan passant par les points de chaque profil $p = D(z)$ où la dérivée de la fonction p selon la coordonnée z correspond à un extremum local.

Pour chaque alésage mesuré, le décentrage δ est calculé par soustraction du diamètre nominal D à la valeur moyenne des diamètres $D(z)$ de chaque cercle. Tandis que la dispersion σ est donnée par le calcul de l'écart-type de l'ensemble des profils $p = D(z)$ de chaque méthode de production. Cette dispersion σ est calculée pour tous les points des profils, mais n'est représentée que pour les profondeurs z auxquelles un cercle a été palpé (Fig. 3.7, Fig. 3.8).

3.4 Caractérisation des méthodes de production

L'analyse des mesures de référence par palpeur nanométrique (Fig. 3.7, Fig. 3.8) confirme les écarts supposés par rapport au modèle de l'alésage cylindrique. Elle met également en évidence d'importantes différences dimensionnelles et géométriques entre les méthodes de production.

Tableau 3.4 – Résultats des essais R&R sur les 7 méthodes de production des alésages. Les faibles capacités ($C_p < 0.68$) et décentrages importants ($\delta \geq 0.00132$ mm) par rapport au nominal prouvent que la source de la variabilité du chassage microtechnique est un manque de maîtrise des procédés de fabrication des alésages. Les diamètres nominaux sont de 1.000 mm. La tolérance donnée par les fabricants de machine est généralement de ± 0.002 mm sur les alésages.

		Décentrage δ (mm)	Dispersion σ (mm)	Capabilité C_p (-)	Géométrie
	PL-001	0.00156	0.00073	0.91	-
	PL-003	0.00491	0.00706	0.09	-
	PL-008	0.01108	0.00289	0.25	*
Platines	PL-013	0.00677	0.00835	0.08	-
	PL-023	0.00568	0.00116	0.58	***
	PL-038	0.00252	0.00099	0.68	**
	PL-049	0.00132	0.00285	0.23	*

La quantification des performances de chacune des méthodes de production, ou de chaque type de machine, n'est possible que si les résultats d'usinage sont décrits par le décentrage δ (en mm) de la moyenne μ (en mm) par rapport à la cote cible et par la dispersion σ (en mm) des cotes autour de cette moyenne. Au contraire de l'intervalle de tolérance IT (en mm) et de la capacité C_p (sans unité), ces valeurs sont les seules vraiment représentatives des résultats d'usinage.

Les faibles capacités ($C_p < 0.68$) et décentrages importants ($\delta \geq 0.00132$ mm) par rapport au nominal prouvent que la source de la variabilité du chassage microtechnique est un manque de maîtrise des procédés de fabrication des alésages. De ce fait, plusieurs de ces méthodes sont inadéquates pour l'usinage d'alésages destinés au chassage (sub-)millimétrique. Tandis que le fraisage par interpolation (PL-023) avec une très faible dispersion σ et une faible conicité est particulièrement bien adapté (**).

L'usinage par tête à aléser (PL-038), l'électroérosion (PL-049) et l'électroformage (PL-008) présentent chacun des avantages importants qui rendent intéressante l'optimisation des paramètres de ces procédés. En faisant cela, il est possible de facilement réduire le décentrage δ des alésages électroformés (PL-008), de réduire la conicité des alésages usinés par tête à aléser (PL-038) et de réduire la rugosité des alésages électroérodés (PL-049).

La mesure par palpeur nanométrique est très utile pour caractériser les alésages fabriqués par différentes méthodes de production (Fig. 3.7, Fig. 3.8 et Tab. 3.4). Ces résultats permettent de réviser le modèle des alésages cylindriques et d'étendre ainsi l'horizon de réalité apparent du chassage. Cependant, l'utilisation du palpeur nanométrique est extrêmement coûteuse en temps et en ressources. Cet instrument de mesure n'est donc pas adapté à une mesure en production.

Il existe toutefois un instrument de mesure rapide, relativement bon marché et surtout sans contact mécanique avec l'alésage: la mesure optique par caméra industrielle. Malheureusement, cet outil est souvent utilisé comme une boîte noire et l'effet des paramètres de contrôle est inconnu, donc mal utilisé dans la plupart des cas observés. Pour obtenir une mesure dont la capacité C_p est supérieure à 1, le principe de technicité doit être appliqué ici. C'est dans ce but que j'étudie l'effet des paramètres de contrôle des caméras industrielles dans le paragraphe suivant.

3.5 Mesure par caméra industrielle

Si les systèmes de vision par caméra industrielle ont l'avantage par rapport aux instruments de mesure mécaniques de ne pas modifier l'alésage, ils ont le défaut d'introduire un biais constant. Ce biais peut cependant facilement être corrigé en

exécutant une mesure relative plutôt qu'une mesure absolue. C'est d'ailleurs une démarche judicieuse pour toutes les mesures en microtechnique, car celles-ci sont souvent critiques.

Pour évaluer les biais de chacune des variables de contrôle d'un système de vision par caméra industrielle, j'ai exécuté une analyse de la variance du biais de mesure δ_m . Le résultat de cette analyse de la variance (Fig. 3.9) montre une influence significative des phénomènes de diffraction sur les parois de l'alésage. Le système de mesure présente donc en plus de la forte sensibilité aux paramètres de l'algorithme utilisé (P et Q), une sensibilité à la quantité de lumière sur les parois de l'alésage. Cette sensibilité est notamment identifiable par le faible effet du temps d'exposition (O) par rapport à l'effet de l'intensité du rétro-éclairage (M).

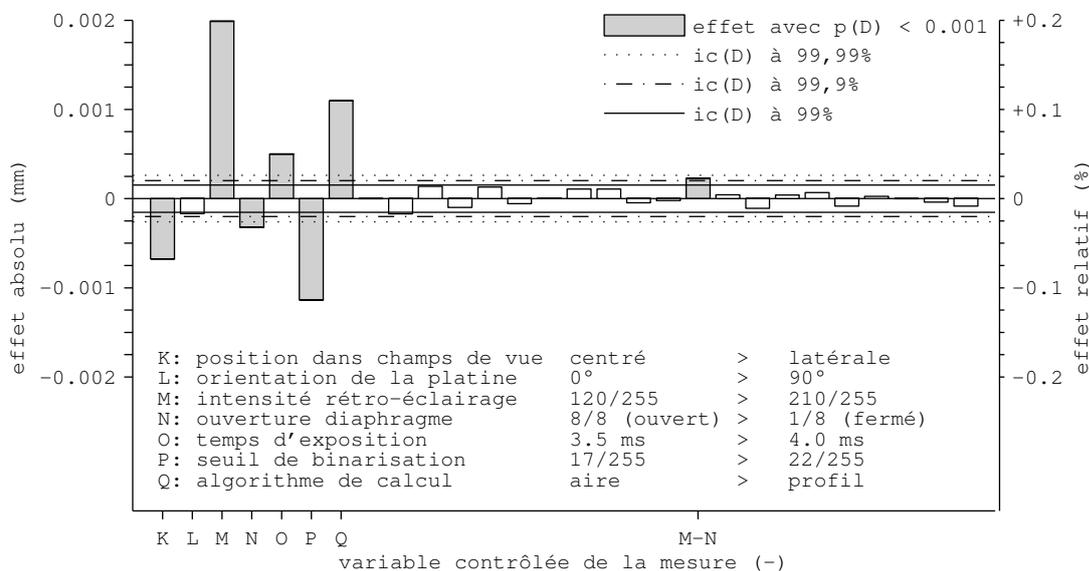


Figure 3.9 – Résultats de l'analyse de la variance du plan d'expériences no3. L'intensité du rétro-éclairage, les paramètres de l'algorithme utilisé et la position de l'alésage dans le champ de vue sont les variables de contrôle ayant les plus grands effets sur biais δ_m de la mesure optique par caméra industrielle.

Ayant déjà les mesures de référence (Fig. 3.7, Fig. 3.8) réalisées par palpeur nanométrique METAS, j'ai utilisé celles-ci pour établir le biais de mesure δ_m introduit par deux algorithmes de mesure:

- (i) l'algorithme couramment utilisé de l'aire du blob de pixels ([Batchelor, 2012](#))
- (ii) l'algorithme du profil d'intensité d'une sécante par le centre du cercle que je suppose plus précis et plus robuste.

Le système de mesure entièrement dimensionné, construit et programmé dans notre laboratoire a été calibré sur une série de 10 alésages électroformés d'une même platine (PL-008.01). J'ai ensuite mesuré les 13 alésages percés avec un foret en métal dur puis alésés d'une seconde platine différente (PL-003.21). J'ai effectué un seul réglage de la netteté pour le premier alésage (PL-003.21.01) de la série de mesures.

Le résultat de ces essais (Fig. 3.11) montre une excellente calibration du système de mesure par rapport à la référence METAS. Malgré la faible résolution ($\Delta = 0.0017 \text{ mm px}^{-1}$) de la caméra Basler piA2400-17gm, l'algorithme du profil d'intensité d'une sécante par le centre du cercle présente un biais de mesure ($\delta_m < 0.00001 \text{ mm}$) inférieur au biais de mesure ($\delta_m = 0.00073 \text{ mm}$) de l'algorithme de l'aire du blob de pixels. L'algorithme du profil d'intensité offre également la possibilité de mesurer la circularité des alésages et de détecter la présence de (micro-)bavures. Plus la résolution Δ (en mm px^{-1}) est faible, plus ces mesures seront précises.

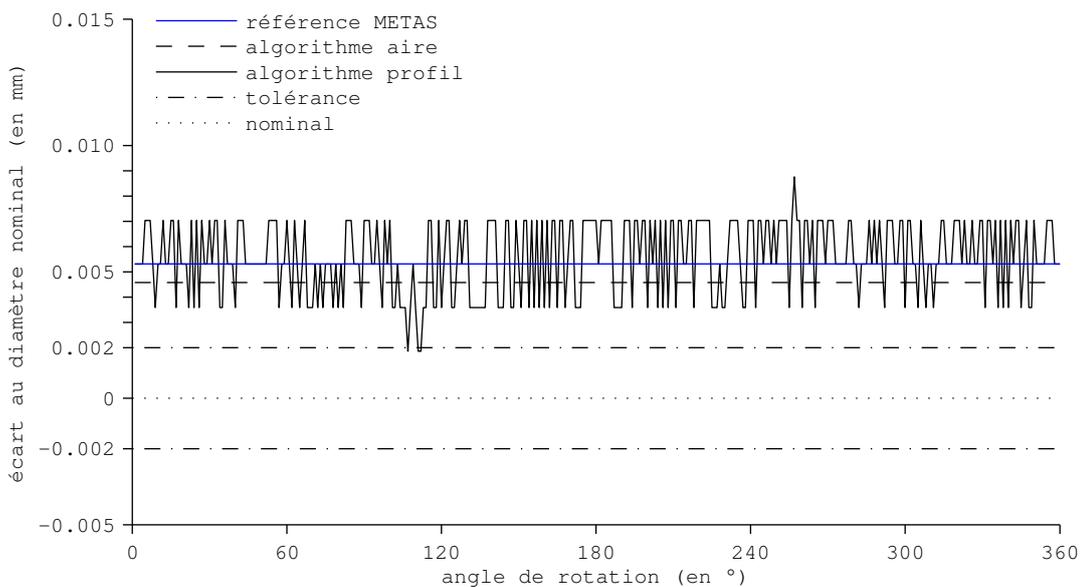


Figure 3.10 – Le résultat de la mesure de l'alésage PL-003.21.05 montre une excellente calibration du système de mesure par rapport à la référence METAS. L'algorithme du profil d'intensité présente un biais de mesure ($\delta_m < 0.00001 \text{ mm}$) inférieur au biais de mesure ($\delta_m = 0.00073 \text{ mm}$) de l'algorithme de l'aire du blob de pixels.

Pour obtenir un instrument de mesure dont la capacité C_p est supérieure à 1, j'ai choisi l'algorithme du profil d'intensité, car plus performant. J'ai également fixé les paramètres suivants:

- (i) l'ouverture du diaphragme à 8/8
- (ii) le temps d'exposition à 3.500 ms
- (iii) le seuil de binarisation à 17/255.

En asservissant l'intensité du rétro-éclairage à une valeur du fond à 110/255 et en asservissant la position du centre de l'alésage pour aligner celui-ci au centre optique du système, j'obtiens un système de mesure avec un biais de mesure δ_m et avec une dispersion σ_m très faibles.

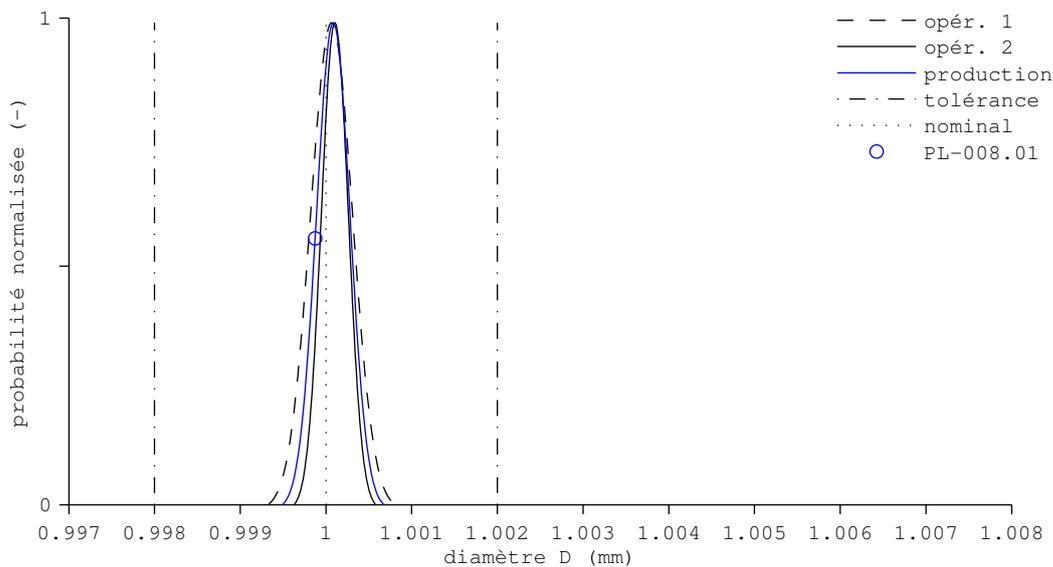


Figure 3.11 – Le résultat de l'essai R&R sur la mesure par caméra industrielle calibrée de 10 alésages de la platine PL-008 montre une dispersion de mesure ($\sigma_m = 0.00006$ mm) très faible. Cet instrument est adéquat pour la mesure du diamètre d'alésages destinés au chassage (sub-)millimétrique.

Pour quantifier la capacité de cet instrument de mesure, j'ai exécuté un essai R&R similaire aux trois précédents sur un lot de 10 alésages de diamètre nominal $D = 1.000$ mm. Ces alésages ont été électroformés sur une même platine (PL-008) en nickel d'une épaisseur $e = 0.400$ mm.

Tableau 3.5 – Résultats de la caractérisation de la dispersion de mesure totale σ_m (répétabilité σ_1 et reproductibilité σ_2) et biais de mesure δ_m du système de mesure optique par caméra industrielle. Ces valeurs sont issues de l'essai R&R sur une série de 10 alésages de la platine PL-008. La capabilité C_p est calculée sur un intervalle de tolérance IT de ± 0.001 mm.

Répétabilité	Reproductibilité	Dispersion	Biais	Capabilité
σ_1 (mm)	σ_2 (mm)	σ_m (mm)	δ_m (mm)	C_p (-)
0.00005	0.00003	0.00006	<0.00008	5.91

Le résultat de l'essai R&R sur la mesure par caméra industrielle calibrée de 10 alésages de la platine montre une dispersion de mesure ($\sigma_m = 0.00006$ mm) très faible. Cet instrument est adéquat pour la mesure du diamètre d'alésages destinés au chassage (sub-)millimétrique. Sa capabilité de $C_p = 5.91$ sur un intervalle de tolérance IT de ± 0.001 mm en fait une exception.

3.6 Conclusions intermédiaires

Dans les cas représentatifs étudiés, la dispersion de la tenue mécanique des assemblages chassés n'est pas due à la dispersion du diamètre des composants tels que les pierres synthétiques et les goupilles. La valeur moyenne du diamètre de ces composants présente un décentrage $\delta < 0.00082$ mm facilement corrigeable en production par les régleurs.

Ayant exclu la production des composants des sources possibles de la variabilité de la tenue mécanique des assemblages chassés, j'ai pu répondre à la première des questions directrices de ma thèse:

Comment maîtriser le chassage à l'échelle microtechnique et diminuer la variabilité de la tenue mécanique de ces assemblages ?

La maîtrise des méthodes de production des alésages est la source indirecte de la dispersion de la tenue mécanique des assemblages chassés. Cette dispersion du diamètre des alésages n'est cependant pas due aux moyens de production, mais aux moyens de mesures disponibles en production pour le réglage de ces machines. Il faut donc régler correctement les machines pour assurer une production de pièces conformes dès la première pièce, y compris pour les petites séries.

J'ai démontré par des outils scientifiques rigoureux que la capabilité $C_p = 0.25$ des jauges tampons utilisées dans la majorité des lignes de production est insuffisante. Ces jauges sont par conséquent impropres à servir au réglage des machines. En production microtechnique, nous sommes donc dans un nouveau paradigme:

Nous sommes capables de produire mieux que ce que nous pouvons mesurer !

La caractérisation des méthodes de production des alésages par palpeur nanométrique est une technique de laboratoire pointue et extrêmement coûteuse qui permet cependant de réviser au sens de Gonseth le modèle des alésages cylindriques et d'étendre ainsi l'horizon de réalité apparent du chassage. Dans cet horizon de réalité étendu, la problématique de la mesure du diamètre des alésages se modifie en une nouvelle question:

Sachant la géométrie correspondant à chaque méthode de production, est-il possible de mesurer en production le diamètre d'un alésage afin d'ajuster l'interférence et d'assurer une tenue mécanique idoine de l'assemblage chassé ?

J'ai démontré par l'étude d'un système de vision par caméra industrielle qu'en mesurant la moyenne de la distribution des diamètres des alésages et en comparant cette valeur à un étalon, qui peut être une mesure de référence ou simplement un échantillon d'un essai fonctionnel, le réglage des outils de production d'alésages destinés au chassage (sub-)millimétrique est possible.

4

Horizon de réalité étendu du chassage

Dans le chapitre précédent, j'ai montré qu'il est possible de produire des alésages cylindriques avec un faible décentrage par rapport à la cote cible et une faible dispersion autour de cette même cote cible. J'étends l'horizon de réalité du chassage microtechnique en étudiant l'influence de cette cote cible sur la tenue mécanique des assemblages chassés. Les paragraphes suivants reprennent point par point le développement menant de l'horizon de réalité apparent à l'horizon de réalité étendu.

4.1 Non-linéarité du chassage microtechnique

La première campagne de mesures a permis d'identifier les variables contrôlées ayant un effet significatif sur la tenue mécanique des assemblages chassés et de quantifier leurs effets (Tab. 2.1). Parmi ces variables, l'interférence i a l'effet le plus important. C'est un résultat connu (Fortini, 1967; Bourgeois, 2007). La non-linéarité de la tenue axiale par rapport à l'interférence ne l'est cependant pas. Il est fréquent d'entendre dans les bureaux techniques et les ateliers une proposition d'augmenter l'interférence pour résoudre un problème de tenue d'un assemblage chassé. Or la non-linéarité discutée rend cette action au mieux inefficace au pire contre-productive.

Tableau 4.1 – Liste des variables fixées.

Variables		Valeur	
Bridage de la platine		0	N
Avance de chassage	v_c	2.0	mm s^{-1}
Avance de test fonct.	v_t	0.5	mm s^{-1}
Sens de chassage		sens d'usinage	
Sens de test fonct.		sens inverse	
Diamètre nominal	D	1.000	mm
Longueur de contact	L	1.000	mm
Matériau de la goupille		Ac 100Cr6	
Dureté de la goupille		740	HV
Rugosité Ra de la goupille		0.0001	mm
Production de la goupille		rectification, roulage, polissage	

La deuxième campagne de mesures a pour but de caractériser cette non-linéarité, de valider l'hypothèse d'un domaine de déformation élastique pour les faibles interférences et d'un domaine de déformation plastique pour les interférences importantes et de fournir des mesures expérimentales permettant de construire un modèle multi-échelle. Un total de 342 essais de chassages de goupilles dans différents matériaux, pour différentes méthodes de production et pour des interférences croissantes, ont été exécutés. La tenue axiale T_a de chaque assemblage a été mesurée dans le sens inverse du chassage (pire cas). Les variables fixées prennent les valeurs du Tab. 4.1.

L'interférence i est progressivement augmentée entre 0.001 mm et 0.022 mm par appairage des goupilles classés par 0.001 mm avec une population (supposée Gaussienne) d'alésages dont le diamètre moyen $\langle D \rangle$ et la dispersion sur le diamètre σ_D sont connus. Les tenues axiales (ordonnée) en fonction de l'interférence (abscisse) pour des platines en laiton (CuZn39Pb2) et quatre méthodes de production différentes sont présentées en premier.

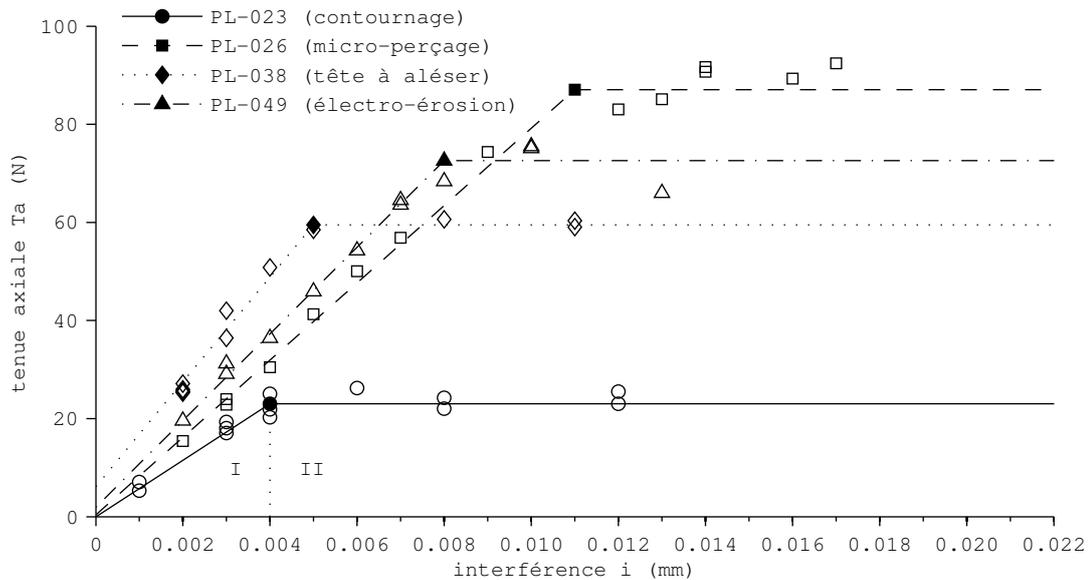


Figure 4.1 – Tenue axiale de goupilles en fonction de l'interférence pour quatre méthodes de production (23-55 mesures par méthode de production). Domaine de déformation élastique (I) et domaine de déformation plastique (II). Mesures (\circ) et limite i_{NL} du domaine de linéarité entre l'interférence i et la tenue mécanique T_a (\bullet).

Ces expériences confirment l'hypothèse d'un domaine de déformation élastique (I) pour les faibles interférences et d'un domaine de déformation plastique pour les interférences importantes (II). Des résultats similaires sont obtenus pour des éprouvettes minces $L = 0.400$ mm en nickel (Bourgeois, 2007). La limite entre les deux domaines varie selon le matériau et la méthode de production; elle reste cependant inférieure à 0.011 mm pour les platines en laiton (CuZn39Pb2) et les goupilles en acier (Ac 100Cr6). Au-dessus d'une interférence de 0.020 mm, un réusinage des alésages par enlèvement de copeaux est systématiquement observé pour ces mêmes platines et goupilles (Fig. 4.2). Si ce réusinage est délibéré dans le cas d'une opération de repassage ¹, elle n'est a priori pas souhaitable pour le chassage.

¹Le *repassage* est une opération d'étampage effectué pour obtenir une finition des parois internes des alésages supposée plus favorable au chassage. Ce gain par rapport à d'autres méthodes de production reste à être confirmé.

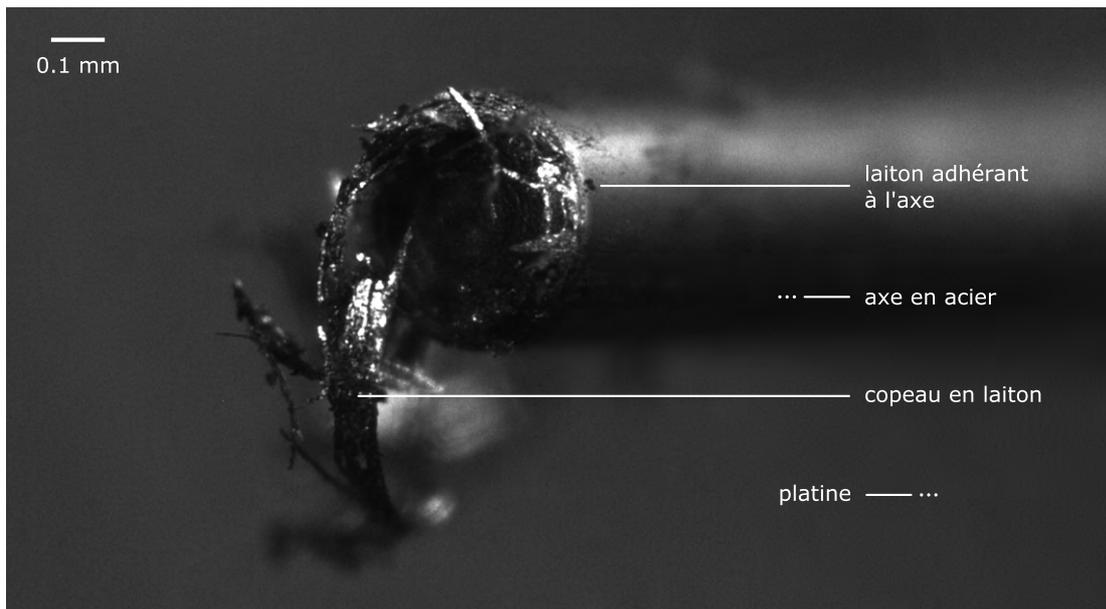


Figure 4.2 – Photographie prise au microscope d'un enlèvement de copeaux lors d'un essai de chassage d'une goupille en acier (Ac 100Cr6) dans une platine en laiton (CuZn39Pb2) avec une interférence i de 0.020 mm.

Le réusinage des éprouvettes en nickel (Ni) et en nickel-phosphore (NiP20) est également observé pour des interférences de 0.032 mm (Bourgeois, 2007). Je pose l'hypothèse sans validation expérimentale d'une dépendance entre la limite inférieure i_u à partir de laquelle un réusinage par enlèvement de copeaux se produit et la dureté relative du matériau de la platine par rapport à celle de la goupille. En effet, si cette limite i_u prend la valeur de 0.032 mm pour le nickel (580 HV) et le nickel-phosphore (550 HV), elle ne vaut que 0.020 mm pour le laiton (env. 160 HV) pour des essais de chassage des mêmes goupilles en acier (740 HV). Des expériences de frottement entre deux corps plats de duretés différentes tendent à confirmer cette hypothèse (Bowden et al., 1943). Pour minimiser la variabilité des tenues mécaniques des assemblages chassés, l'interférence i doit donc impérativement être choisie en dessous des limites i_u et i_{NL} avec $i \leq i_{NL} < i_u$.

Les résultats pour le laiton (Fig. 4.1) sont également valables pour d'autres matériaux utilisés par l'industrie horlogère suisse. En plus des variables fixées (Tab. 4.1), le micro-perçage est choisi comme méthode de production unique pour les alésages de ces expériences (Fig. 4.3). Les tenues axiales (ordonnée) en fonction de l'interférence (abscisse) pour des platines en laiton (CuZn39Pb2), en maillechort (CuZn24Ni12), en CuBe2, en aluminium (AL 7075), en invar (FeNi36), en acier inoxydable (Ac 316L) ou en titane grade 5 (TiAl6V4) sont présentées ci-dessous.

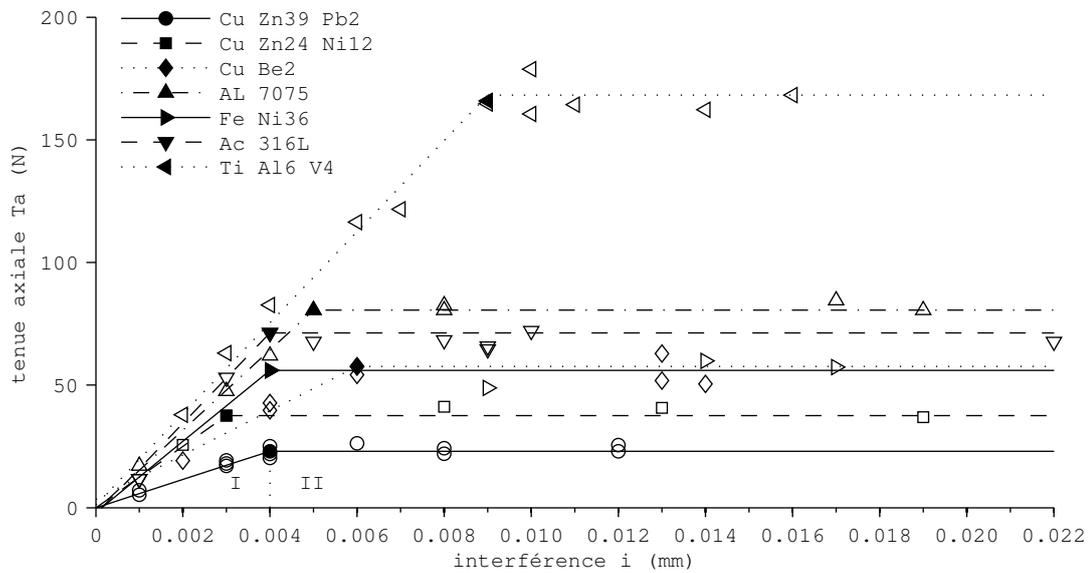


Figure 4.3 – Tenue axiale de goupilles en fonction de l'interférence pour sept matériaux utilisés en horlogerie (25-29 mesures par matériau). Domaine de déformation élastique (I) et domaine de déformation plastique (II). Mesures (○) et limite i_{NL} du domaine de linéarité (●).

Si ces expériences confirment l'hypothèse d'un domaine de non-linéarité (II), elles n'expliquent à elles seules ni pourquoi les hypothèses du modèle Lamé-Clapeyron-Coulomb sont erronées ni comment les corriger.

A ce point de ma démarche idoine, j'applique à nouveau le principe de dualité de Gonseth. Pour obtenir l'avancement des connaissances, je dois formuler une nouvelle théorie à partir d'une intuition et la vérifier à travers l'expérimentation. L'intuition nécessaire n'est cependant pas aléatoire ou fortuite. Elle est facilitée par l'interprétation des résultats de la deuxième campagne de mesures qui mettent en évidence la direction dans laquelle chercher cette intuition.

Concrètement, je souhaite remplacer le frottement de Coulomb par un frottement à l'échelle microscopique qui intègre la rugosité et la géométrie des surfaces de la platine et de la goupille. Ce frottement à l'échelle microscopique doit également rendre compte de la déformation plastique qui intervient à partir d'un seuil d'interférence i_{NL} . Ce frottement est décrit à la section suivante.

4.2 Frottement à l'échelle microscopique

Je pose l'hypothèse d'un contact entre les deux composants par un nombre fini n d'aspérités qui se déforment élastiquement et plastiquement en fonction de la surface de contact locale s_i et de la pression locale p_i . Cette hypothèse a déjà servi à expliquer les mécanismes de frottement entre deux corps plats (Bowden et Tabor, 1942, 1966; Greenwood et Williamson, 1966).

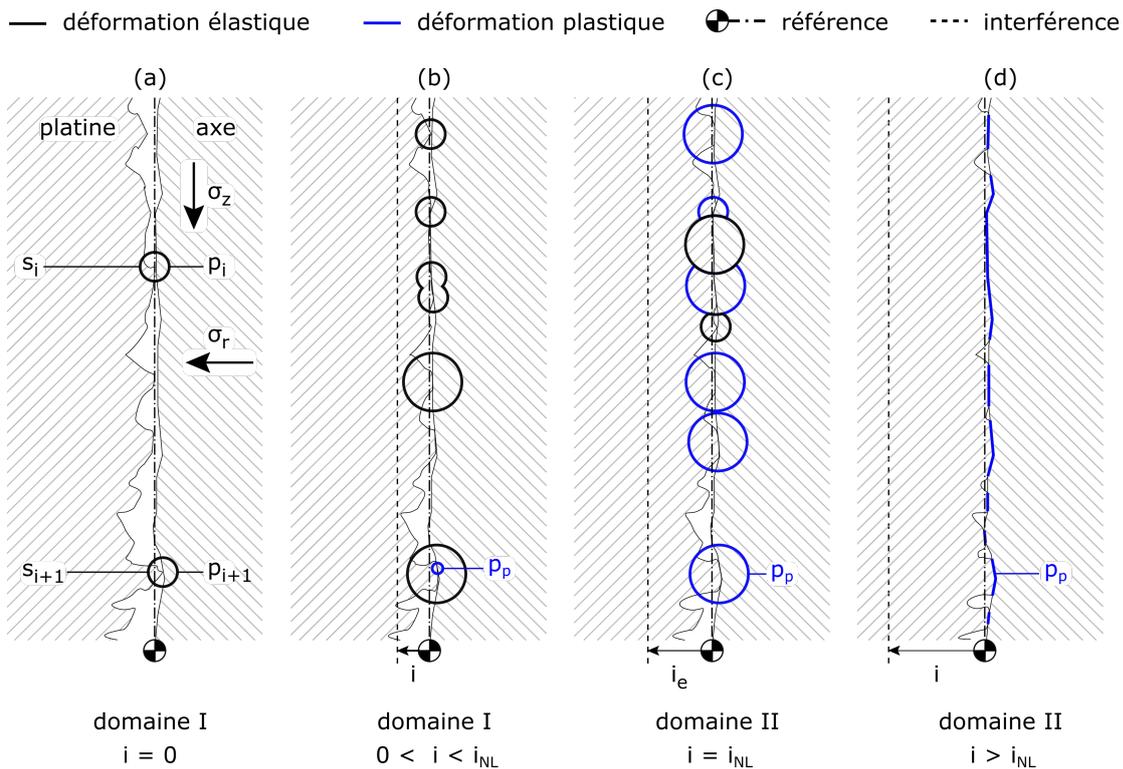


Figure 4.4 – Représentation schématique du frottement microscopique entre les aspérités de l'interface platine-composant pour une interférence i croissante de (a) à (d).

Pour une interférence i croissante et jusqu'à la limite i_{NL} entre les domaines (I) et (II), le nombre n d'aspérités en contact augmente, mais la moyenne $\langle p_i \rangle$ des pressions locales p_i des aspérités déjà en contact reste inférieure à la limite élastique σ_0 du matériau le plus faible (Fig. 4.4b) et la majorité des aspérités se déforment élastiquement.

A partir de la limite i_{NL} , tous les contacts possibles sont faits et la surface de contact réelle s_r ne croît plus. Le travail supplémentaire de la force de chassage est investi dans la plastification supplémentaire des aspérités (Fig. 4.4d). Une

observation similaire est rapportée pour le procédé de soudage par pression (Bay, 1983).

La tenue mécanique d'un assemblage chassé est donc assurée par l'ensemble des liaisons aux points de contact. Ces liaisons par adhésion se forment entre la paroi de l'alésage et celle du composant. Dans le cas d'un composant métallique tel qu'une goupille, l'adhésion peut être une soudure froide même à température ambiante (Bowden et Tabor, 1942; Tabor, 1959). Ce qui n'est pas le cas des liaisons entre la paroi d'un alésage et celle d'une pierre synthétique.

Pour obtenir un glissement, et donc une suppression de la fonctionnalité de l'assemblage chassé, les liaisons doivent être rompues par un cisaillement τ (Eq. 4.1) supérieur ou égal au minimum des résistances au cisaillement du matériau de la platine R_p , du matériau du composant R_c ou de la liaison R_{pc} platine-composant. Ce cisaillement τ est parallèle à la direction de chassage pour la tenue axiale T_a et orthogonal à la direction de chassage pour la tenue en couple T_c .

$$\tau \geq \min(R_p, R_c, R_{pc}) \quad (4.1)$$

La tenue mécanique est donc proportionnelle au nombre de liaisons. Je pose l'hypothèse que le nombre de liaisons est proportionnel à la surface de contact réelle s_r . La même hypothèse est faite pour le procédé de soudage par pression (Bay, 1983). Les méthodes de production des alésages produisant une rugosité homogène et isotrope (Chap. 3.4), le nombre de liaisons est également proportionnel au nombre de points de contact n .

Selon mon modèle de frottement microscopique, plus la rugosité est élevée, plus le nombre de points de contact n est faible et plus la tenue mécanique est faible.

Cette affirmation est valable jusqu'à une valeur seuil de rugosité à partir de laquelle la taille des aspérités n'est plus suffisante pour que les déformations plastiques interviennent uniquement à la surface des aspérités. Pour des rugosités inférieures à ce seuil, la platine est également déformée plastiquement dans la région immédiate de la paroi de l'alésage. Une grande variabilité dans le résultat du procédé de chassage et un travail supplémentaire de la force de chassage investi dans cette plastification sont les symptômes de cette déformation plastique.

Conformément au principe de dualité, j'ai confronté mon modèle du frottement microscopique à des essais de chassage pour vérifier sa pertinence. Les résultats de cette analyse critique de mes propres résultats sont présentés ci-dessous.

4.3 Application du principe de dualité

Pour mettre en œuvre ces expériences de validation de mon modèle, j'ai fait usiner les alésages par électroérosion à fil. J'ai ainsi pu faire varier la rugosité de la paroi interne de l'alésage et maintenir toutes les variables du procédé et de l'alésage invariantes (Tab. 4.1). Pour obtenir une correspondance quantifiée entre les résultats des essais de chassage et la rugosité de la paroi interne de l'alésage, j'ai mesuré le profil de rugosité le long de 4 alésages-témoins que j'ai fait usiner et ouvrir par électroérosion à fil. J'ai utilisé un profilomètre laser pour exécuter les mesures de rugosité (Fig. 4.5).

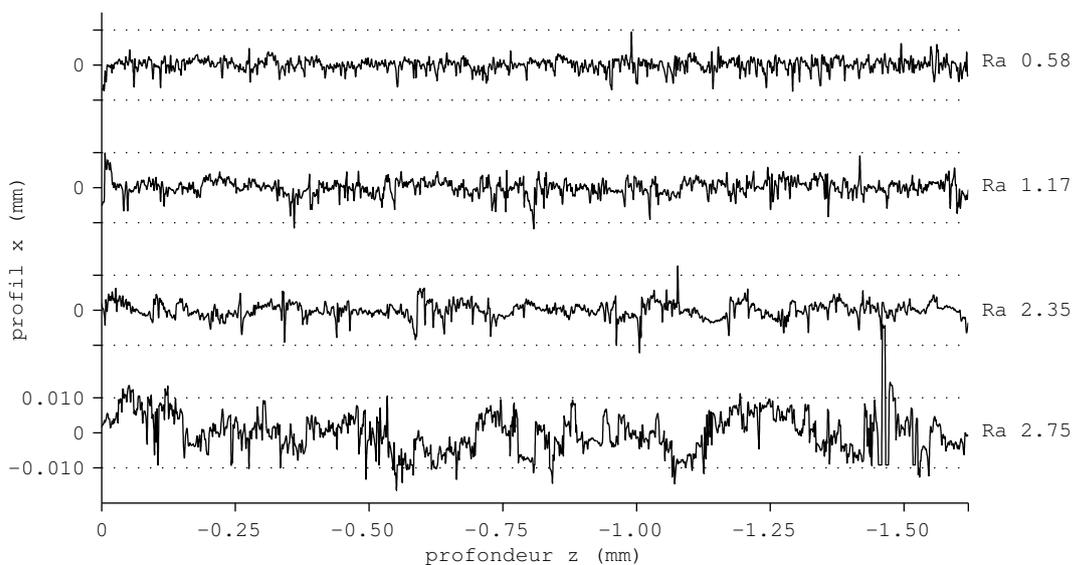


Figure 4.5 – Résultats de la mesure au profilomètre laser de la rugosité le long des parois internes de 4 alésages-témoins usinés par électroérosion à fil

Le résultat de la confrontation de mon modèle de frottement microscopique avec les expériences montre une très bonne correspondance entre la théorie et la pratique. Le seuil de rugosité à partir duquel la déformation plastique intervient dans la platine et les symptômes du dépassement de ce seuil sont observés (Fig. 4.6).

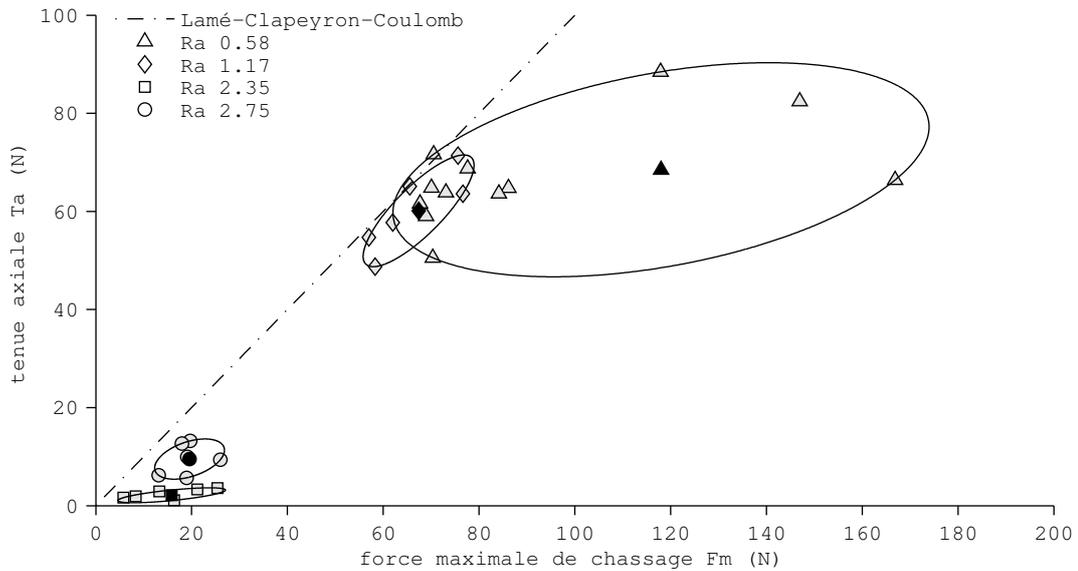


Figure 4.6 – Confrontation de mon modèle de frottement microscopique et des expériences selon l'application du principe de dualité entre théorie et pratique

Paramètres: 30 essais, interférence i 0.010 mm, avance v_c 2 mm s^{-1}
 Platine: laiton CuZn39Pb2, longueur de contact L 1.620 mm
 Alésage: diamètre D 1.001 mm, électroérodé au fil
 Goupille: acier Ac C100Cr6, long. L_g 10 mm, rugosité Ra 0.0001 mm

4.4 Opportunités dans l'horizon de réalité étendu

Nous savons depuis les conclusions intermédiaires du chapitre 3.6 qu'en micro-technique nous sommes capables de produire mieux que ce que nous pouvons mesurer. Nous avons également appris dans ce chapitre que le chassage à l'échelle (sub-)millimétrique est gouverné par des mécanismes se déroulant à l'interface alésage-composant. Ces mécanismes décrits dans mon modèle du frottement microscopique sont responsables d'une très forte non-linéarité dans les résultats de chassage.

Cette non-linéarité de la tenue mécanique en fonction de l'interférence est souvent source de grandes déconvenues dans les manufactures horlogères. En effet, deux fausses idées sont largement répandues. La première est que la tenue mécanique est équivalente à la force maximale de chassage. La deuxième est que l'augmentation de l'interférence résulte en une augmentation de la tenue mécanique de l'assemblage chassé.

Cette non-linéarité peut cependant être vue comme l'opportunité d'élargir les intervalles de tolérance sur le diamètre de l'alésage si l'on accepte de travailler dans le domaine de déformations plastiques et d'avoir une dispersion sur la tenue mécanique plus importante.

La compréhension étendue qui accompagne l'extension de l'horizon de réalité offre elle aussi une opportunité importante. Le saut technologique viendrait d'une augmentation de la tenue mécanique sans avoir une dispersion plus importante. Cela serait possible s'il était possible de délivrer de l'énergie localement et de manière contrôlée uniquement aux points de contact de l'interface alésage-composant pour créer plus de liaisons. Des vibrations locales aux points de contact permettent exactement cela et peuvent être utilisées comme vecteur d'énergie. Leurs génération, transport et dissipation sont introduits dans le chapitre suivant.

5

Ultrasons: le vecteur d'énergie

Le principe de la superposition d'ultrasons à des méthodes de production est connu depuis les expériences de [Wood et Loomis](#) publiées en 1927. Ce n'est cependant que dans les années 1950, suite aux progrès faits dans les sonars, que les premières applications industrielles apparaissent. Depuis, le sujet a connu plusieurs périodes de popularité donnant naissance à une littérature très importante. Celle-ci a été partiellement revue par [Thoe et al.](#), puis par [Brehl et Dow](#). De ces panoramas ressortent deux effets recherchés: le contact intermittent outil-matière à usiner et la dissipation contrôlée d'énergie.

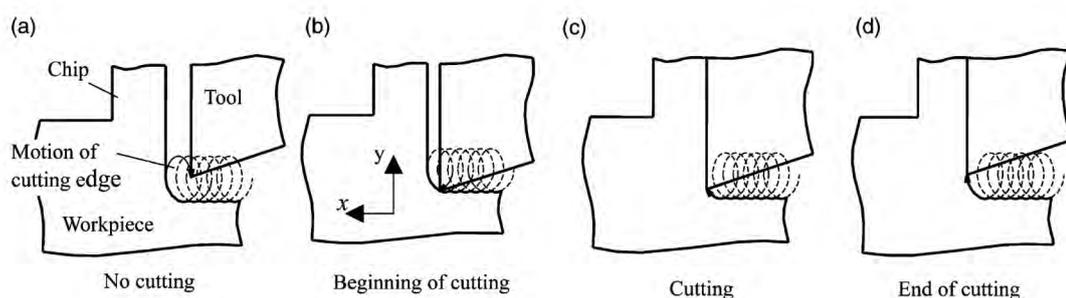


Figure 5.1 – La superposition d'ultrasons permet le contact intermittent entre l'arête de coupe de l'outil et la matière à usiner ([Ma et al., 2004](#))

Le premier effet est celui du contact intermittent entre l'arête de coupe et la matière à usiner (Fig. 5.1). Ce sujet regroupe la majorité des articles académiques portant sur des méthodes de production par ultrasons.

Le second cas, celui du transport et de la dissipation localisée d'énergie, a été principalement étudié par les industriels dans la mise au point du soudage de polymères par ultrasons. Un fameux exemple dans l'industrie horlogère suisse en est l'assemblage des montres Swatch, dont certains composants sont soudés par ultrasons depuis 1983 (Mock et Garel, 2013; Perret et al., 2013).

Un autre exemple est constitué par une nouvelle méthode de plastification et d'injection plastique (Kamps, 2011). L'énergie est transportée du générateur d'ultrasons jusqu'à la poudre de polypropylène (2) à travers des guides d'ondes (1) où elle est dissipée (3) afin d'obtenir une plastification du polymère (Fig. 5.2).

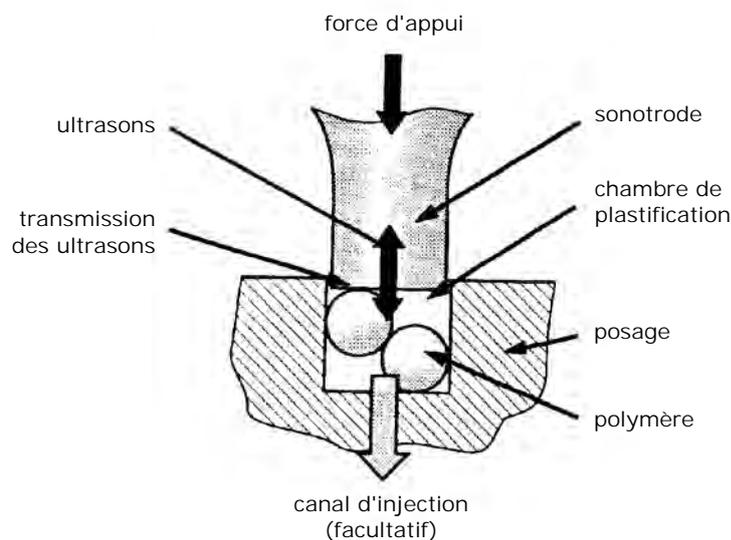


Figure 5.2 – L'énergie acoustique est délivrée par la sonotrode à la poudre de polymère où elle est dissipée. Cette dissipation provoque une augmentation de la température et une plastification du polymère. Le polymère peut être directement plastifié dans la chambre de plastification ou injecté dans une autre cavité sous l'action du même outil (la sonotrode). (Kamps, 2011; Michaeli, 2011)

Le domaine de recherche couvert par cette thèse s'oriente uniquement vers le second effet, celui du transport et de la dissipation contrôlée d'énergie. Les ultrasons n'y sont donc pas utilisés pour créer une vitesse relative très élevée entre l'arête de coupe et la matière à usiner.

5.1 Onde mécanique longitudinale

Les ultrasons sont définis dans cette thèse comme une onde mécanique longitudinale de compression-tension, c'est-à-dire une perturbation locale dans un solide. Le déplacement provoqué par la source de cette onde est un déplacement temporaire et local de la matière tel que schématisé par la position de chaque point noir (Fig. 5.3). L'onde est dite *longitudinale* lorsque la direction de la perturbation est identique à la direction de propagation. Chaque élément de matière est soumis à une contrainte, de tension ou de compression dans le cas d'une onde longitudinale, qui contribue à un transport d'énergie sans transport de masse, puisque le déplacement global du milieu de propagation de l'onde est nul.

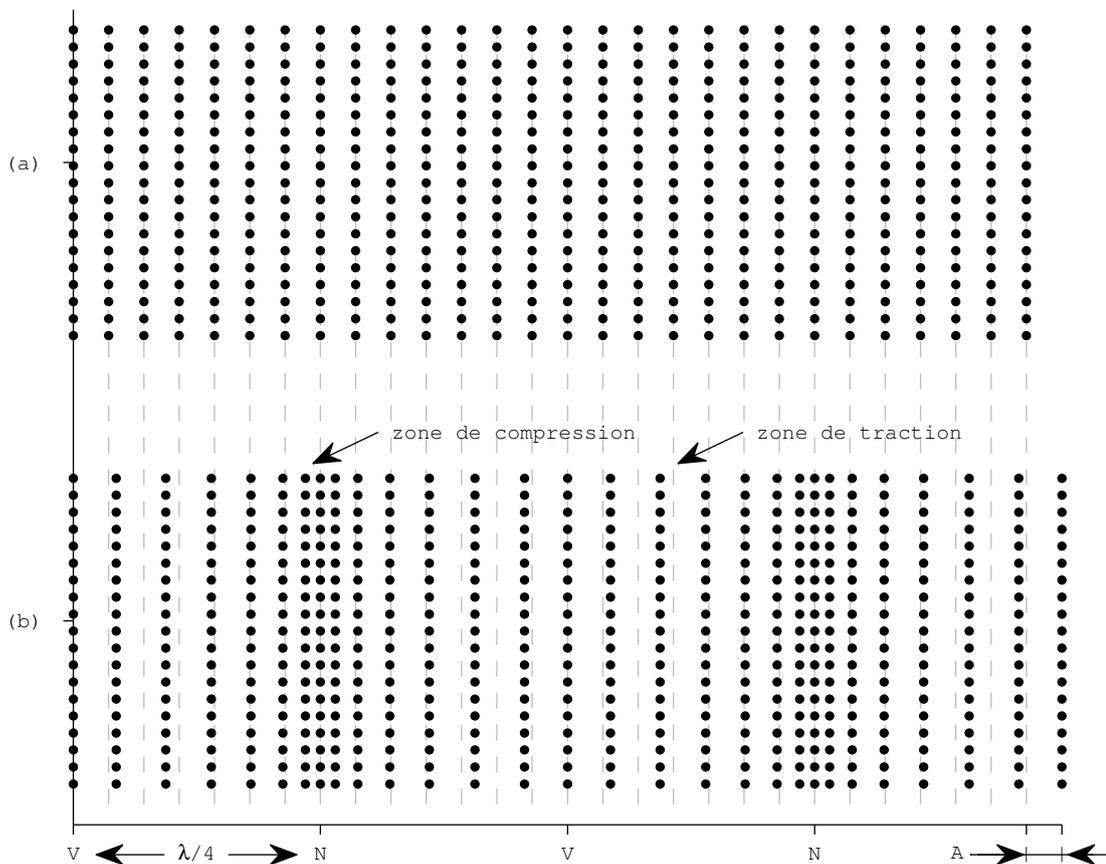


Figure 5.3 – Schéma du guide d'ondes **(a)** au repos et **(b)** en vibration. Lorsque le guide d'ondes est en vibrations, le déplacement provoqué par la source de cette onde est un déplacement temporaire et local de la matière (●) par rapport à la position de repos (- -). Les nœuds, points fixes caractéristiques de l'onde, sont notés N; tandis que les ventres, points où l'amplitude A et l'énergie acoustique E_a sont maximales, sont notés V.

Une telle onde mécanique longitudinale est obtenue en appliquant une force d'excitation F_e (en N) en un point d'une première face d'un cylindre en métal. La position z_1 (en m) ainsi que la vitesse v_1 (en m s^{-1}) de l'autre face du cylindre sont calculées pour une excitation F_e d'amplitude sinusoïdale (Eq. 5.1)

$$\begin{aligned} z_1 &= A \cdot \sin(2 \cdot \pi \cdot f \cdot t) \\ v_1 &= 2 \cdot \pi \cdot f \cdot A \cdot \cos(2 \cdot \pi \cdot f \cdot t) \end{aligned} \tag{5.1}$$

où A est l'amplitude (en m), f la fréquence (en Hz), t le temps (en s). En fonction de la masse volumique ρ (en kg m^{-3}) du module de Young Y (en GPa) du métal et de la fréquence f de l'onde, le cylindre est un guide d'onde adapté ou au contraire un élément dissipant l'énergie de l'onde. Supposons que le cylindre en question soit un outil de chassage. L'énergie acoustique disponible à l'extrémité active de cet outil est transmise aux composants à chasser uniquement durant leur temps de contact. C'est pourquoi il est important de déterminer les conditions de contact outil-matériau.

5.2 Conditions de contact outil-matériau

Deux modes de contact entre l'outil et les composants à assembler¹ existent:

- (i) contact intermittent
- (ii) contact continu.

La superposition d'ultrasons au mouvement de l'outil, telle qu'elle est implémentée dans mes expériences, n'a pas pour but de créer un contact intermittent, mais de transporter de l'énergie acoustique jusqu'à une position choisie et de l'y dissiper de manière quantifiée et contrôlée. Les conditions de contact doivent cependant être identifiées, puisque l'énergie acoustique n'est transmise aux composants que durant la phase de contact avec l'outil.

¹L'exemple est donné ici pour le chassage par ultrasons. Les conditions de contact entre l'outil et le matériau à usiner peuvent être déterminées avec la même démarche pour d'autres méthodes de production par ultrasons.

$$\begin{aligned}
 v_2 &= \max(v_1) \\
 &= \max(2 \cdot \pi \cdot f \cdot A \cdot \cos(2 \cdot \pi \cdot f \cdot t)) \\
 &= 2 \cdot \pi \cdot f \cdot A
 \end{aligned}
 \tag{5.2}$$

Le mode de contact et le temps de contact sont dépendants du ratio ζ entre le maximum v_2 (en m s^{-1}) de la vitesse v_1 de l'outil en vibration, de l'avance v_3 (en m s^{-1}) de la presse. Un contact continu apparaît entre l'outil et les composants à assembler pour $\zeta \geq 1$; le contact est intermittent en dessous (Brehl et Dow, 2008; Schubert et al., 2011).

$$\begin{aligned}
 \zeta &= \frac{v_2}{v_3} \\
 &= \frac{2 \cdot \pi \cdot f \cdot A}{v_3}
 \end{aligned}
 \tag{5.3}$$

Pour une unité résonante produisant des ultrasons d'une amplitude A de 0.0089 mm et de fréquence f de 39.56 kHz, l'avance v_3 de la presse doit être supérieure à 2.212 m s^{-1} pour obtenir un contact continu entre l'outil et le composant. Dans la pratique, les avances sont au moins un ordre de grandeur inférieur à ce seuil pour les techniques d'assemblage en microtechnique. Le contact entre l'outil et le composant est donc intermittent.

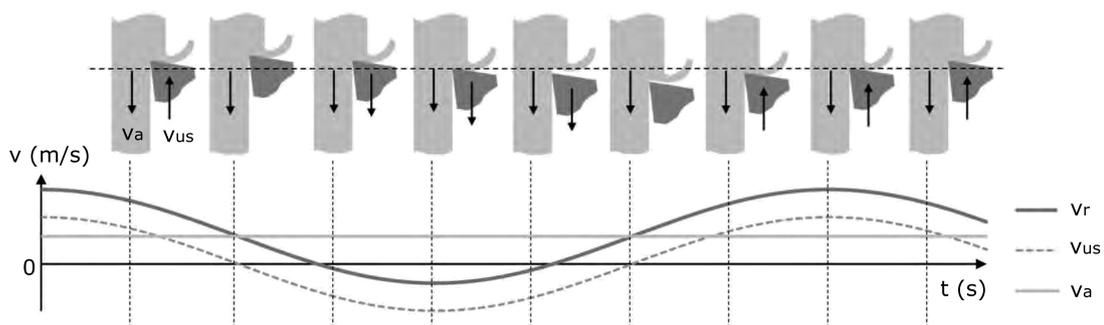


Figure 5.4 – Schéma des conditions sur les vitesses relatives entre l'arête de coupe et le matériau à usiner pour obtenir un contact intermittent (Schubert et al., 2011)

Pour générer cette vitesse de la face active de l'outil et obtenir par exemple un contact intermittent (Fig. 5.4), un équipement très spécifique est nécessaire. Les éléments d'un équipement typique sont décrits dans la section suivante.

5.3 Génération de l'énergie acoustique

Depuis la première expérience de superposition d'ultrasons à un procédé conventionnel (Wood et Loomis, 1927), de nombreuses installations ont été mises en œuvre. Cependant, le principe de fonctionnement de ces systèmes est resté inchangé (Fig. 5.5). Une machine d'usinage ou d'assemblage par ultrasons est ainsi composée d'un générateur de tension haute fréquence, d'un transducteur électromécanique et d'au moins un guide d'onde appelé sonotrode. Un outil vibrant à une fréquence situé entre 18 kHz et 70 kHz et une amplitude allant jusqu'à environ 0.030 mm est fixé à l'extrémité de la sonotrode.

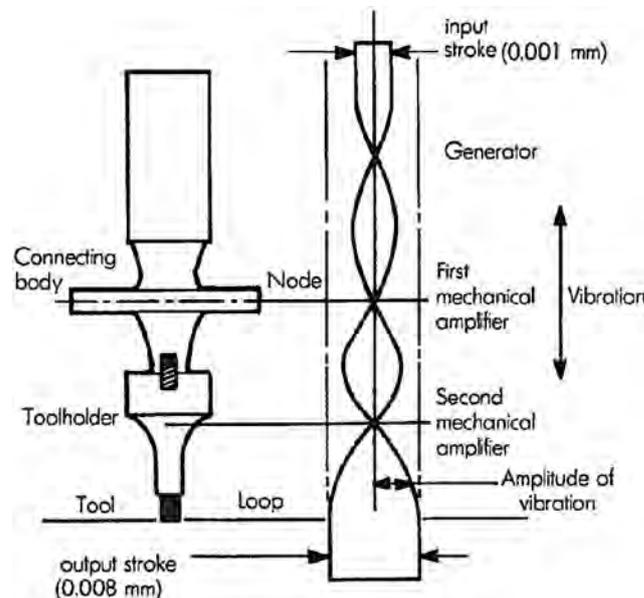


Figure 5.5 – Schéma de l'amplification des ultrasons en deux étages: la fixation (booster) et l'outil (sonotrode). La fixation de l'unité résonante à l'entraînement dans la direction d'usinage ou d'assemblage se fait à un point nodal (Drozda et Wick, 1983).

5.4 Transmission de l'énergie acoustique

5.4.1 Guides d'onde

La sonotrode est donc l'organe de la machine par lequel la transmission de l'énergie acoustique est transmise au composant à chasser. C'est pourquoi elle est également désignée par les termes *horn*, *booster*, inertie translationnelle, coupleur acoustique, concentrateur, transformateur mécanique, transformateur de vitesse ou encore *porte-outil*. Si les deux premiers termes sont des anglicismes inutiles et le dernier fait référence à une fonction interne de la sonotrode, les autres termes font référence à la fonction externe de la sonotrode. En effet, l'amplitude de la vibration à la sortie du transducteur étant de l'ordre de 0.0001 mm (McGeough, 1988), l'utilisation d'une sonotrode est dans la majorité des applications nécessaire afin d'obtenir une amplitude de vibration à l'extrémité de l'outil suffisante pour l'usinage ou pour l'assemblage.

La sonotrode amplifie et transmet les vibrations mécaniques du transducteur à l'outil. Sa géométrie et ses dimensions sont ajustées afin d'assurer un alignement de sa fréquence propre à la fréquence de résonance du système ainsi qu'une amplification de l'amplitude des vibrations suffisante (Fig. 5.6).

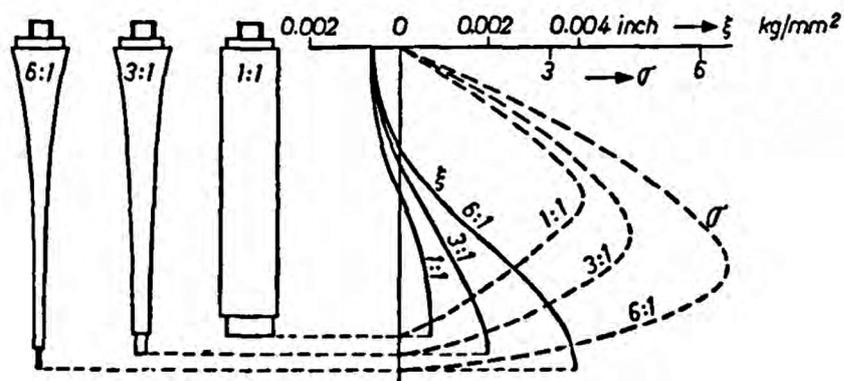


Figure 5.6 – La géométrie et les dimensions de la sonotrode sont des paramètres critiques dans l'amplification de l'amplitude des ultrasons (Neppiras et Foskett, 1957)

Le choix du matériau de la sonotrode est également important, car la fréquence propre f_0 de l'unité résonante (en Hz) dépend de la longueur d'onde λ (en m) et de la vitesse c de l'onde mécanique longitudinale dans le matériau (en m s^{-1}).

$$f_0 = \frac{c}{\lambda} \quad (5.4)$$

La longueur d'onde λ pour un cylindre en titane et pour une fréquence propre de 39.56 kHz est de 153 mm (Eq. 5.4). Les vitesses c d'une onde mécanique sont données en annexe pour des métaux couramment utilisés comme guide d'ondes (Tab. D.1). Ces propriétés de transmission et d'amplification des vibrations mécaniques du transducteur visent à obtenir une vibration d'amplitude maximale à l'extrémité de l'outil de chassage par ultrasons.

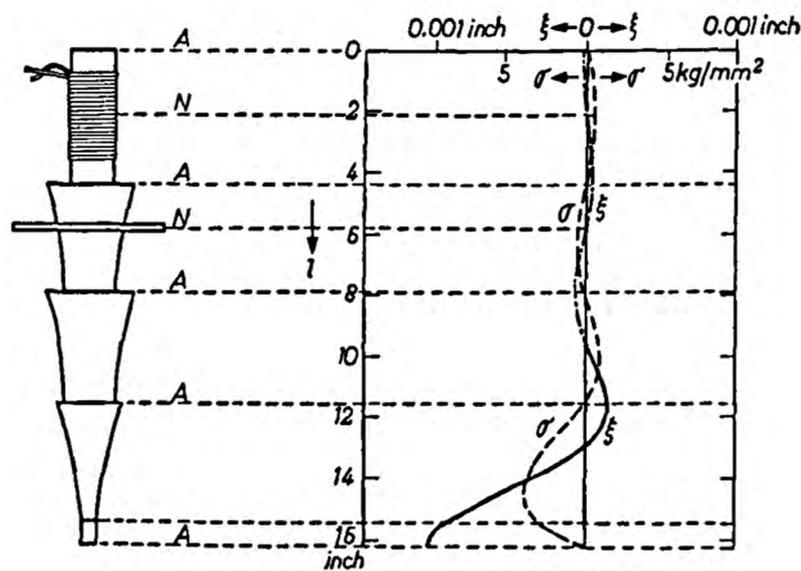


Figure 5.7 – La fixation de la sonotrode au transducteur et le couple de serrage sont des paramètres critiques de l'amplification de l'amplitude des ultrasons (Neppiras et Foskett, 1957).

La géométrie, les dimensions de la sonotrode et la fixation de celle-ci au transducteur influencent également l'amplitude à l'extrémité de l'outil ainsi que les modes excités, de même que la transmission de l'énergie acoustique. Pour la majorité des systèmes, la fixation est effectuée à l'aide d'un filetage interne dans la sonotrode et externe sur l'outil (Fig. 5.7).

5.4.2 Quantité d'énergie

L'énergie acoustique E_a (en J) est l'énergie nécessaire à créer le déplacement temporaire et local de la matière. Cette énergie est disponible à l'extrémité de

l'unité résonante et équivalente au travail W (en J) de la force F_1 (en N) d'usinage ou d'assemblage à une avance v_1 (en m s^{-1}) de l'outil durant un cycle de production T_1 (en s).

$$\begin{aligned}
 E_a(A, f, t) &= W(A, f, t) \\
 &= \int_{t_0}^{t_1} P(t) \cdot dt \\
 &= \int_{t_0}^{t_1} F_1(t) \cdot |v_1(A, f, t)| \cdot dt \\
 &= 2 \cdot \pi \cdot f \cdot A \cdot \int_{t_0}^{t_1} F_1(t) \cdot |\cos(2 \cdot \pi \cdot f \cdot t)| \cdot dt
 \end{aligned}
 \tag{5.5}$$

L'énergie acoustique est donc fonction de l'amplitude A et de la fréquence f des ultrasons (Fig. 5.5). Pour maximiser E_a , l'amortissement des ultrasons doit être minimisé. C'est pourquoi les points de fixation de l'unité résonante, en particulier des guides d'ondes, doivent être placés à un point nodal et si possible avec des attaches élastiques pour minimiser le transfert d'énergie dans le bâti de la machine.

A part l'amortissement des ultrasons et les pertes en énergie thermique, l'énergie acoustique est également dissipée par les surfaces du guide d'onde. Les guides d'ondes unidimensionnels, par exemple cylindriques, présentent l'avantage d'avoir une surface constante sur toute leur longueur. Leur amortissement est ainsi très faible.

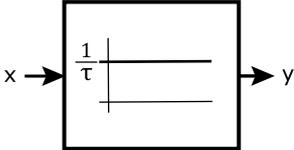
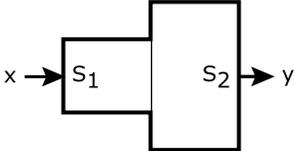
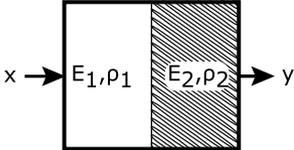
La quantité d'énergie transmise par un guide d'onde est souvent estimée par une quantité sans unité appelée facteur de transmission et notée τ . Les équations du calcul de ce facteur de transmission sont données à la section suivante (Tab. 5.1) et seront utilisées dans le chapitre 6 pour déterminer la quantité d'énergie investie dans les liaisons durant le chassage par ultrasons.

5.4.3 Facteur de transmission

Le facteur de transmission τ est la grandeur la plus fréquemment utilisée pour quantifier la transmission de l'énergie acoustique E_a . Ce facteur τ a été calculé ana-

lytiquement pour des guides d'ondes à profils exponentiel et cylindrique (Neppiras et Foskett, 1957) et déduit expérimentalement pour d'autres géométries (Z.V.E.I., 1980). Les équations du Tab. 5.1 donnent le facteur de transmission τ_s pour un changement de sections de s_1 à s_2 (en m^2), τ_b pour une masse bloquante m_2 (en kg), τ_m pour un changement de matériaux et τ_a pour une couche élastique de rigidité k_2 (en $N m^{-1}$).

Tableau 5.1 – Facteurs de transmission τ_s pour un changement de sections de s_1 à s_2 (en m^2), τ_b pour une masse bloquante m_2 (en kg), τ_m pour un changement de matériaux et τ_a pour une couche élastique de rigidité k_2 (en $N m^{-1}$). Modifié à partir de Müller et Möser, 2013.

Schéma	Transmission τ (sans unité)	Paramètre
	$\tau = \frac{y}{x}$	
	$\tau_s = \frac{4}{\left(\sqrt{s} + \frac{1}{\sqrt{s}}\right)^2}$ $\tau_b = \frac{1}{\left(1 + \frac{\pi \cdot f}{f_b}\right)^2}$	$s = \frac{s_1}{s_2}$ $f_b = \frac{s_1 \cdot \sqrt{\rho_1 \cdot Y_1}}{m_2}$
	$\tau_m = \frac{4}{\left(\sqrt{t} + \frac{1}{\sqrt{t}}\right)^2}$ $\tau_a = \frac{1}{\left(1 + \frac{\pi \cdot f}{f_a}\right)^2}$	$t = \frac{\rho_1 \cdot Y_1}{\rho_2 \cdot Y_2}$ $f_a = \frac{k_2}{s_1 \cdot \sqrt{\rho_1 \cdot Y_1}}$

5.5 Mesure de l'énergie acoustique

Selon le principe de technicité, la maîtrise des méthodes de production par ultrasons nécessite la connaissance de l'énergie acoustique E_a disponible à la sortie de l'unité résonante, c'est-à-dire à l'interface outil-composant à chasser. Cette quantité étant inconnue, il est difficile de piloter le procédé. L'interprétation des résultats dépend fortement de la qualité de la caractérisation des variables du procédé (Moriwaki et Shamoto, 1994; Aziz et Lucas, 2011). Plus la géométrie des sonotrodes est complexe (Lucas et al., 2001, 2011), plus la nécessité de mesurer l'énergie acoustique transmise par ultrasons au matériau à usiner ou au composant à assembler connaît une forte demande de la part de l'industrie. Comme cela a été identifié pour l'assemblage des montres Swatch, quantifier et réguler l'énergie engagée dans la méthode de production permet de maîtriser la méthode de production par ultrasons (Perret et al., 2013).

La combinaison de la mesure de la force F_1 et de la vitesse v_1 que j'obtiens à partir de la position z_1 permet le calcul de l'énergie acoustique E_a (Eq. 5.5). Pour mesurer la position z_1 , j'ai utilisé un capteur de position par triangulation laser Keyence HK-052. Contrairement aux autres solutions commerciales ou à la solution développée par Norgia et al., le faisceau de la source lumineuse est capté par un photo-détecteur (PSD) après une réflexion et non pas une réfraction.

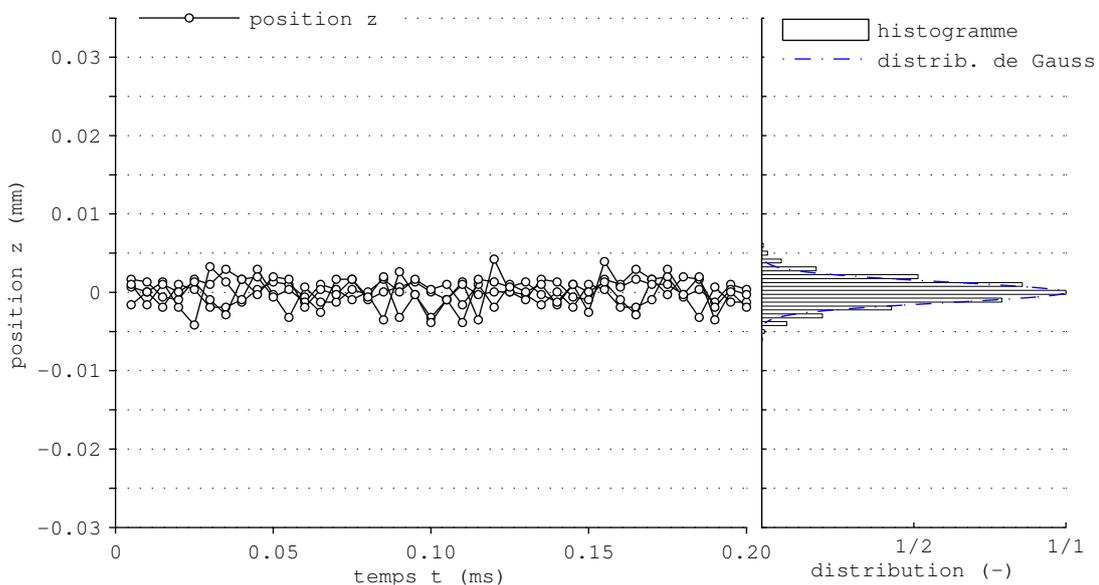


Figure 5.8 – Caractérisation de la dispersion de mesure $\sigma_m = 0.0013$ mm du capteur de position par triangulation laser Keyence HK-052. La consigne en amplitude est égale à $A_0 = 0$ mm. Cet instrument de mesure est adapté à la mesure de l'amplitude A des ultrasons.

J'ai choisi cet outil de mesure pour sa fréquence de coupure $f > 390$ kHz. Cela permet l'acquisition d'environ 10 points par période des ultrasons. Il faut cependant faire un compromis entre le nombre de points disponibles pour reconstruire la position z_1 et la dispersion de mesure (Fig. 5.8). En effet, à cette très haute fréquence d'acquisition, la dispersion de mesure augmente sensiblement. J'ai donc caractérisé la dispersion de mesure $\sigma_m = 0.0013$ mm de l'instrument en appliquant la même démarche idoine qu'au chapitre 3.1.

La dispersion de mesure σ_m du capteur de position par triangulation laser *Keyence* HK-052 est un ordre de grandeur inférieur à l'amplitude A des ultrasons. L'instrument de mesure est donc aussi bien adapté à la mesure de la position z_1 de l'outil qu'à la quantification de l'énergie acoustique E_a .

Plusieurs algorithmes ont été implémentés pour obtenir une mesure robuste avec une erreur minimale. L'algorithme 1 était peu robuste, car sensible aux erreurs de mesure ou d'acquisition. L'algorithme 2 était plus robuste, mais sous-estimait l'amplitude réelle A de $\varepsilon = 0.001$ mm pour des ultrasons d'amplitude $A < 0.010$ mm et de 0.006 mm pour des ultrasons d'amplitude $A \geq 0.015$ mm.

L'algorithme 3, que j'ai retenu, utilise la fréquence de résonance f_0 des ultrasons donnée par le maximum de l'amplitude normalisée de la transformée de Fourier de toutes les positions mesurées (Fig. 5.10).

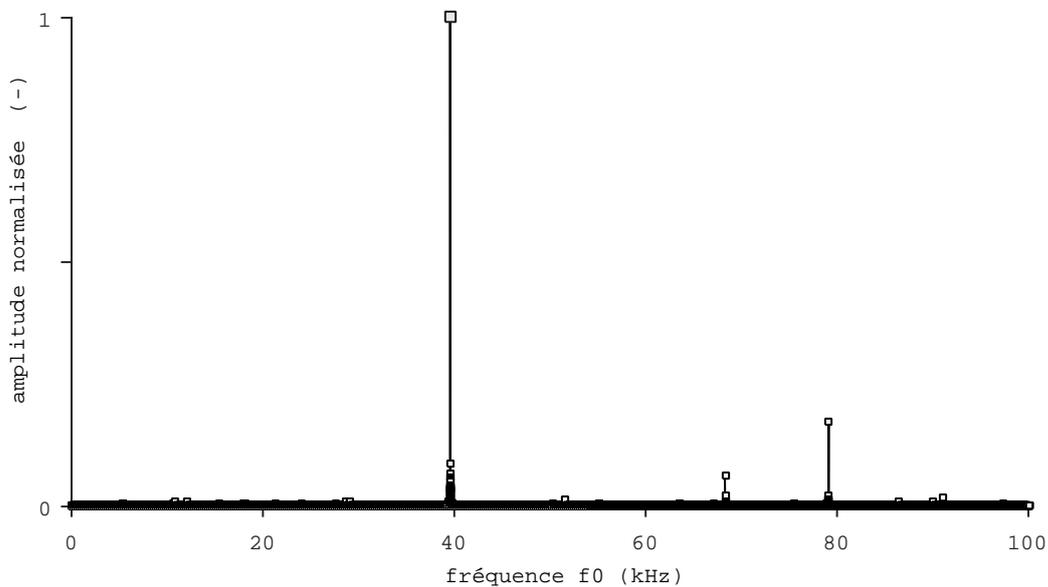


Figure 5.9 – Mesure de la fréquence de résonance f_0 d'une sonotrode cylindrique utilisée pour le chassage par ultrasons. La fréquence f_0 de 39.56 kHz est conforme au modèle établi (Chap.5.1).

Cette fréquence est utilisée pour hacher le signal en périodes égales. Une distribution de Gauss est ajustée au maximum et au minimum des positions pour chaque période des ultrasons. La différence entre les maximums μ_s et μ_i de chaque distribution divisée par 2 donne l'amplitude A (en mm). La valeur pic-pic souvent utilisée dans l'industrie est obtenue par la multiplication par 2 de l'amplitude A .

$$A = \frac{1}{2} \cdot (\mu_s + \mu_i) \quad (5.6)$$

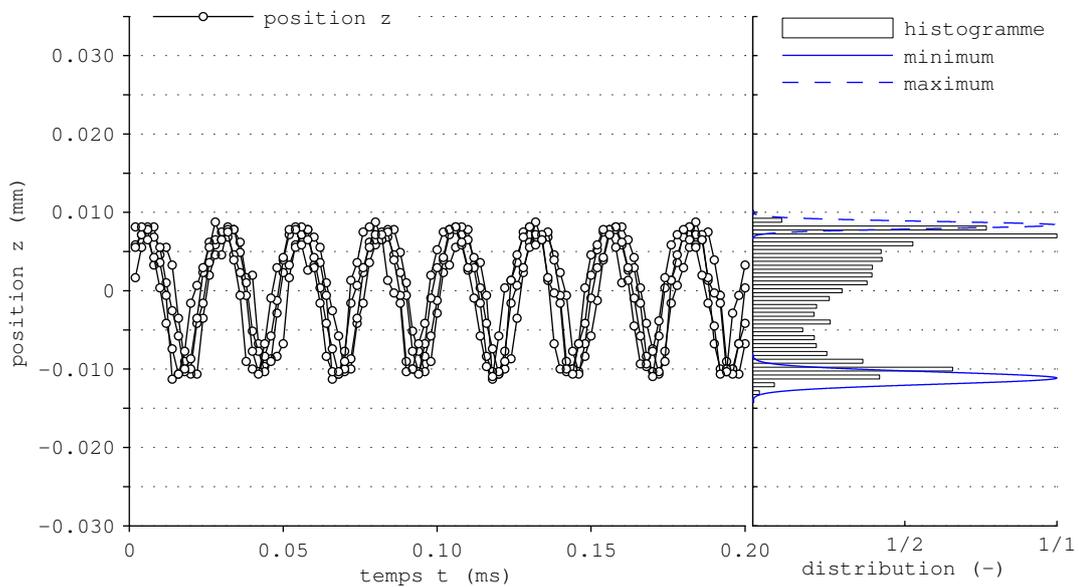


Figure 5.10 – Mesure de la position z de la surface de travail d'une sonotrode cylindrique utilisée pour le chassage par ultrasons. La position z est modélisée par une courbe sinusoïdale de fréquence $f_0 = 39.56$ kHz, d'amplitude $A = 0.0089$ mm. La dispersion $\sigma = 0.0009$ mm sur l'amplitude est faible. La consigne est de $A_0 = 0.0090$ mm pour une charge axiale $F_1 = 0$ N.

Selon le principe de révisibilité, la mesure de l'amplitude A permet également de corriger le modèle communément admis dans les thèses (Lim, 2003; MacBeath, 2006; McCulloch, 2008; Zahn, 2000; Mathieson, 2012), les livres de référence (Mason, 1958; Rozenberg, 1973; Astashev et Babitsky, 1988; Ensminger et Stulen, 2009; Ensminger et Bond, 2012) et la littérature spécialisée (Nath et Rahman, 2008; Voronina et Babitsky, 2008; Ma et al., 2011; Schubert et al., 2011; Zhang et al., 2013) sur la forme des ultrasons à l'extrémité de l'outil lorsque le transducteur est alimenté par une tension sinusoïdale. Si pour des faibles amplitudes $A < 0.010$ mm

la forme est sinusoïdale (Fig. 5.9), pour des amplitudes $A \geq 0.015$ mm supérieures la forme est triangulaire (Fig. 5.11).

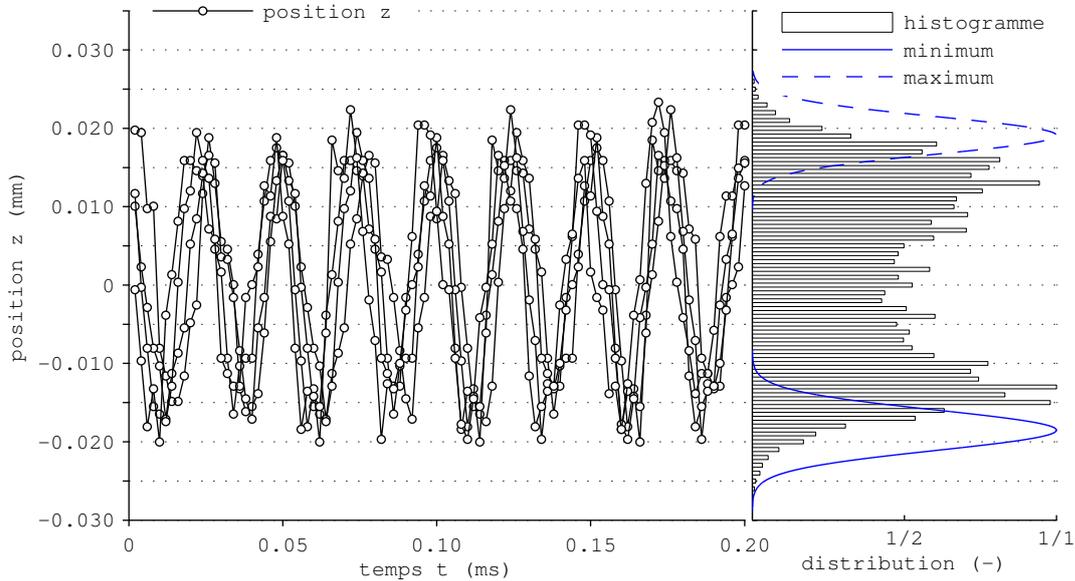


Figure 5.11 – Mesure de la position z de la surface de travail d'une sonotrode cylindrique utilisée pour le chassage par ultrasons. La position z est modélisée par une courbe triangulaire de fréquence $f_0 = 39.56$ kHz, d'amplitude $A = 0.0168$ mm. La dispersion $\sigma = 0.0035$ mm sur l'amplitude est plus importante que pour l'amplitude de forme est sinusoïdale (Fig. 5.10). La consigne est de $A_0 = 0.0127$ mm pour une charge axiale $F_1 = 0$ N.

Au vu de la déviation de la forme et de la consigne de la position z pour des amplitudes $A \geq 0.015$ mm, la performance de l'unité résonante peut être remise en cause. C'est pourquoi j'ai exécuté une caractérisation en fréquence f_0 , en amplitude A et en puissance acoustique P_a d'un unité résonante en conditions de production industrielle.

5.6 Conditions de production industrielle

J'ai développé l'algorithme de mesure (Eq. 5.6) avec une consigne $A_0 = 100\%$ et une charge axiale $F_1 = 0$ N. Ces conditions idéales ne sont pas représentatives des conditions d'une production industrielle. C'est pourquoi j'ai caractérisé le comportement de l'unité résonante pour des consignes A_0 comprises entre 0 % et 100 % et des charges axiales F_1 comprises entre 0 N et 200 N.

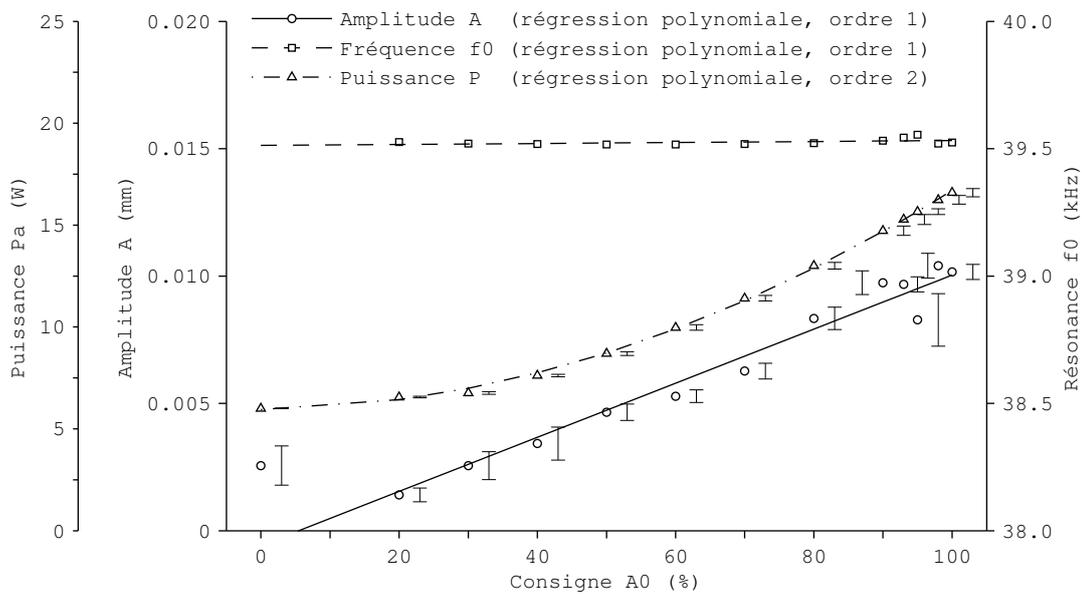


Figure 5.12 – Mesure de l'amplitude A et de la fréquence f de la surface de travail de la sonotrode en fonction de la consigne en amplitude A_0 pour une charge axiale F_1 nulle. La puissance P_a nécessaire à l'asservissement en amplitude est également mesurée. L'amplitude A est proportionnelle à la consigne A_0 entre 20 % et 100 %. En dessous d'une consigne A_0 de 20 %, le seuil du bruit de l'électronique de puissance du générateur empêche l'asservissement. La fréquence de résonance f prend la valeur constante de 39.51 kHz.

Les résultats de cette caractérisation (Fig. 5.12) montrent que l'amplitude A est proportionnelle à la consigne A_0 entre 20 % et 100 %. En dessous d'une consigne A_0 de 20 %, le seuil du bruit de l'électronique de puissance du générateur de tension empêche l'asservissement. La fréquence de résonance f_0 prend la valeur constante de 39.51 kHz.

Les mesures en condition de production industrielle (Fig. 5.13) montrent que la puissance P_a nécessaire à l'asservissement en amplitude augmente de manière quadratique par rapport à la charge axiale F_1 pour maintenir l'amplitude A et la fréquence f constantes à 0.0088 mm et 39.54 kHz. La théorie actuellement acceptée (Press, 1958; Astashev et Babitsky, 1988) prédit une diminution de l'amplitude A pour une charge axiale F_1 croissante. Le principe de révisibilité s'applique à nouveau, puisqu'une telle perte d'amplitude A n'est pas observée (Fig. 5.13) sur les équipements *Branson*.

Le principe de technicité doit être à nouveau appliqué pour expliquer cette révision du modèle. L'asservissement du courant d'alimentation des disques piézoélectriques permet d'engager une puissance P_a adaptée à la charge axiale F_1 crois-

sante pour maintenir l'oscillation forcée à une amplitude A égale à la consigne A_0 souhaitée.

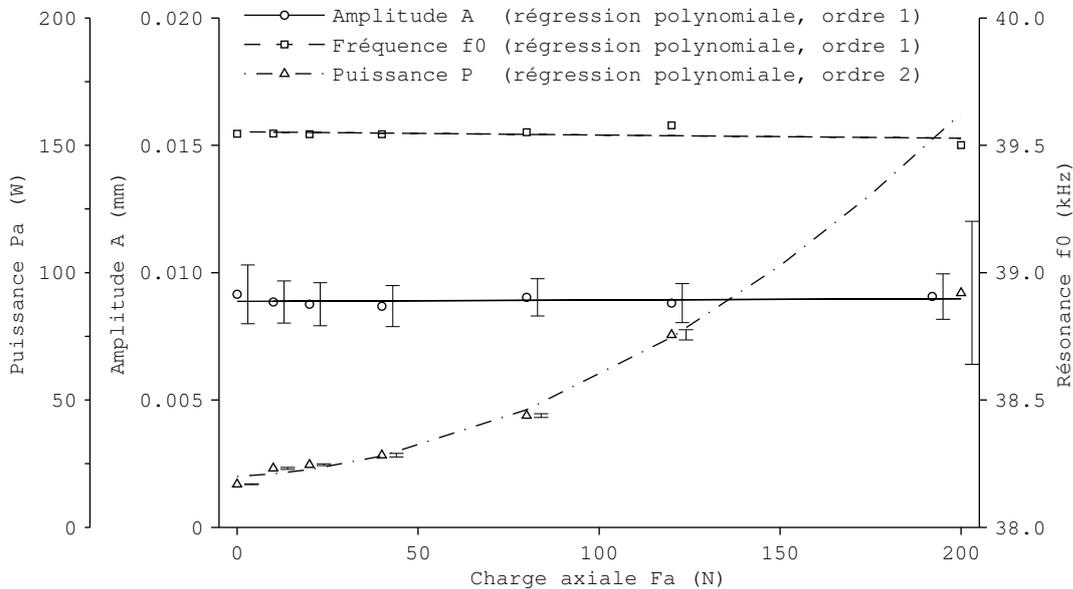


Figure 5.13 – Mesure de l'amplitude A et de la fréquence f de la surface de travail de la sonotrode en fonction de la charge axiale F_1 pour une consigne en amplitude A_0 de 100 %. La puissance P_a nécessaire à l'asservissement en amplitude est également mesurée. Elle augmente de manière quadratique par rapport à la charge axiale F_1 pour maintenir l'amplitude A et la fréquence f constantes à 0.0088 mm et 39.54 kHz.

Il convient à ce stade de mentionner que pour obtenir les excellents résultats de l'unité résonante caractérisée ici (Fig. 5.12, Fig. 5.13), il faut maîtriser la conversion électromécanique, l'amplification, la commande en puissance à haute fréquence, etc. L'entreprise *Branson*, avec laquelle nous collaborons depuis une dizaine d'années, fournit des équipements permettant d'éviter de nombreux problèmes tels que celui du comportement non-linéaire du transducteur entraînant un saut fréquentiel souvent reporté comme difficile à maîtriser (Lim, 2003).

Nous avons compris le principe de la construction de l'unité résonante et en avons fait une solution fonctionnelle que j'ai appliquée aux méthodes de production par ultrasons (Chap. 6, Chap. 7). Je n'aborderai cependant pas ce sujet dont l'exhaustivité nécessiterait une thèse supplémentaire.

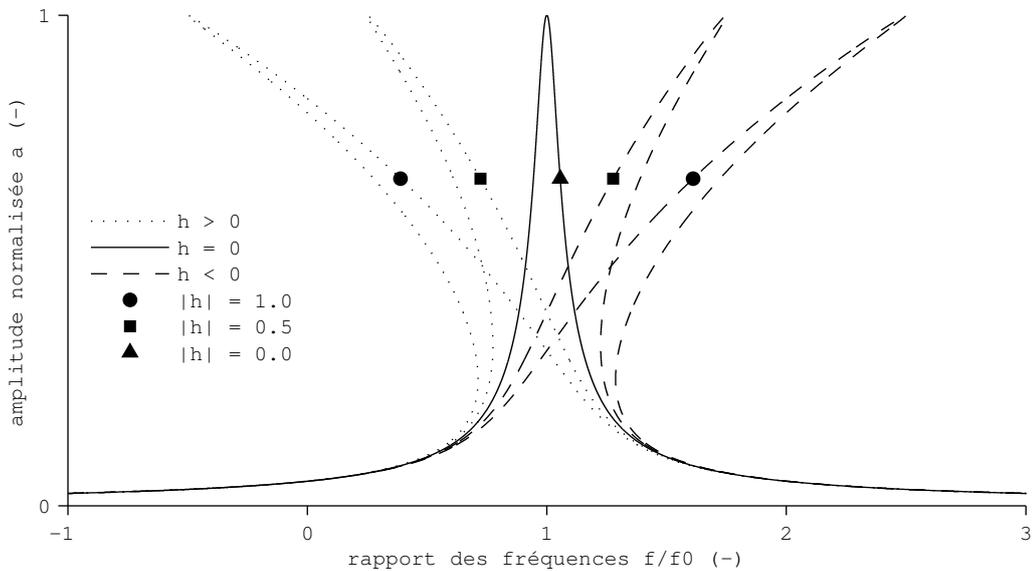


Figure 5.14 – Saut fréquentiel de l'unité résonante dû à un comportement non-linéaire du transducteur électromécanique. Le paramètre h représente le coefficient de non-linéarité (cubique) de la rigidité de l'unité résonante (Lim, 2003).

Dans ce chapitre, j'ai introduit une solution technique répétable capable de délivrer de l'énergie localement et de manière contrôlée, uniquement aux points de contact de l'interface alésage-composant d'un assemblage chassé. J'applique maintenant ces acquis dans le chapitre suivant pour répondre à la seconde question directrice de ma thèse:

Comment le chassage par ultrasons rend-il possible de multiplier par dix la tenue mécanique des assemblages chassés ?

6

Chassage par ultrasons

Dans ce chapitre, je présente les résultats obtenus après la mise au point du chassage par ultrasons (Laurency et al., 2014). J'utilise pour cela les acquis des deux chapitres précédents. Nous y avons vu que pour augmenter la tenue mécanique des assemblages chassés, de l'énergie doit être dissipée de manière contrôlée aux points de contact de l'interface entre l'alésage et le composant. Nous savons également que les ultrasons peuvent être utilisés comme vecteur d'énergie. La transmission de ces ultrasons de l'outil de chassage au composant est accompagnée de trois phénomènes qui peuvent être simultanés:

- (i) la diminution de la contrainte radiale σ_r dans la dimension orthogonale à la direction de chassage due à la contraction ϵ_r de la matière perpendiculairement à la direction d'application de la force de chassage F_c par effet de Poisson
- (ii) le positionnement stochastique du composant dans une configuration d'énergie minimale pendant le cycle de chassage
- (iii) l'augmentation très locale de la température aux points de contact de l'interface alésage-composant qui amène une dégradation des propriétés mécaniques des aspérités pouvant aller jusqu'à la fusion d'au moins un des matériaux.

Des trois phénomènes, l'effet le plus important est celui de l'augmentation très locale de la température, puisqu'il permet d'obtenir simultanément une diminution significative de la force de chassage (Fig. 6.2) et une augmentation de la tenue mécanique (Fig. 6.4, Fig. 6.5).

6.1 Dissipation d'énergie

Par analogie aux circuits électriques, la dissipation de l'énergie acoustique intervient aux points d'impédance acoustique élevée. Dans notre cas, ce sont les points de contact de l'interface alésage-composant. A ces endroits, deux changements de propriétés du guide d'onde dissipent de l'énergie:

- (i) le changement de matériau: de l'acier à roulements de la goupille au laiton de la platine
- (ii) la réduction de la section du guide d'onde: du diamètre du composant chassé à celui de chaque aspérité de l'interface alésage-composant.

J'estime l'ordre de grandeur de ces sources de dissipation de l'énergie acoustique en utilisant le taux de transmission défini au chapitre précédent (Tab. 5.1). Je définis ici le paramètre t dépendant du couple de matériau. Ce paramètre est calculé à partir des propriétés de l'acier à roulements et celle du laiton (Tab. C.1).

$$\begin{aligned}
 t &:= \frac{\rho_1 \cdot Y_1}{\rho_2 \cdot Y_2} = 1.77 \\
 \tau_m &= \frac{4}{\left(\sqrt{t} + \frac{1}{\sqrt{t}}\right)^2} = 0.92
 \end{aligned} \tag{6.1}$$

Le changement de matériau (i) ne dissipe qu'une faible quantité d'énergie acoustique, puisque $\tau_m \approx 1$. La réduction de la section (ii) est donc la cause principale de la dissipation. Pour vérifier cette affirmation, je calcule le taux de transmission de la surface d'une goupille à l'aspérité de la paroi de l'alésage. Je fais ici l'hypothèse que le rapport des sections s est égal au rapport entre la surface de contact réelle s_r et la surface idéalisée d'un cylindre $s(z)$. Cette même hypothèse avait été faite par [Bowden et al.](#) pour des surfaces planes et démontrée par des expériences de frottement entre deux corps plats.

$$\begin{aligned}
 s &= \frac{s_1}{s_2} = 10^{-4} \\
 \tau_s &= \frac{4}{\left(\sqrt{s} + \frac{1}{\sqrt{s}}\right)^2} = 0.04
 \end{aligned} \tag{6.2}$$

Le taux de transmission τ_s satisfait la condition $\tau_s \ll 1$. L'énergie acoustique est donc dissipée par la réduction de la section du guide d'onde (Tab. 6.1). Par la soustraction à 1 du taux de transmission $\tau = 0.0369$ (calculé par la multiplication de τ_m par τ_s), j'obtiens une estimation de l'énergie acoustique dissipée.

Tableau 6.1 – Les sources de dissipation de l'énergie acoustique sont le changement de matériau et la réduction de la section du guide d'onde.

Source	Transmission τ (sans unité)	Dissipation ρ (en %)
changement de matériau	0.9226	8 %
réduction de la section	0.0400	96 %
total	0.0369	96 %

Sur la base de ce modèle simple, il est possible de dissiper de manière contrôlée de l'énergie acoustique aux points de contact de l'interface alésage-composant. Dans le paragraphe suivant, j'applique le principe de dualité et confronte mes hypothèses à des essais de chassage par ultrasons. Je mesure pour chaque essai la puissance acoustique P_0 de l'unité résonante à vide et P_a pendant le cycle de chassage.

6.2 Bilan d'énergie

Pour identifier la quantité d'énergie acoustique transmise aux points de contact et la comparer avec le travail de la force de chassage, j'établis un bilan énergétique du procédé de chassage par ultrasons (Tab. 6.2).

Tableau 6.2 – L'apport d'énergie acoustique des ultrasons E_a est supérieur d'au moins un ordre de grandeur au travail W_c de la force de chassage F_c .

		Énergie E (en J)	Bilan (en %)
travail de la force de chassage	W_c	0.002 J	0.3 %
énergie acoustique des ultrasons	E_a	0.450 J	99.7 %
total		0.452 J	100 %

De ce bilan d'énergie, nous tirons une observation importante: l'apport d'énergie acoustique des ultrasons est supérieur d'au moins un ordre de grandeur au travail de la force de chassage (Fig. 6.1). L'expression *assisté par ultrasons* est la plus fréquemment employée pour décrire un procédé d'usinage ou d'assemblage auquel une onde mécanique est superposée. Cette idée d'assistance des ultrasons au procédé de chassage était également à l'origine des travaux de recherche menés

dans notre laboratoire. Parce que le rôle des ultrasons dépasse le sens du mot *assistance*, j'utilise l'expression *chassage par ultrasons* pour identifier cette nouvelle technique d'attachement.

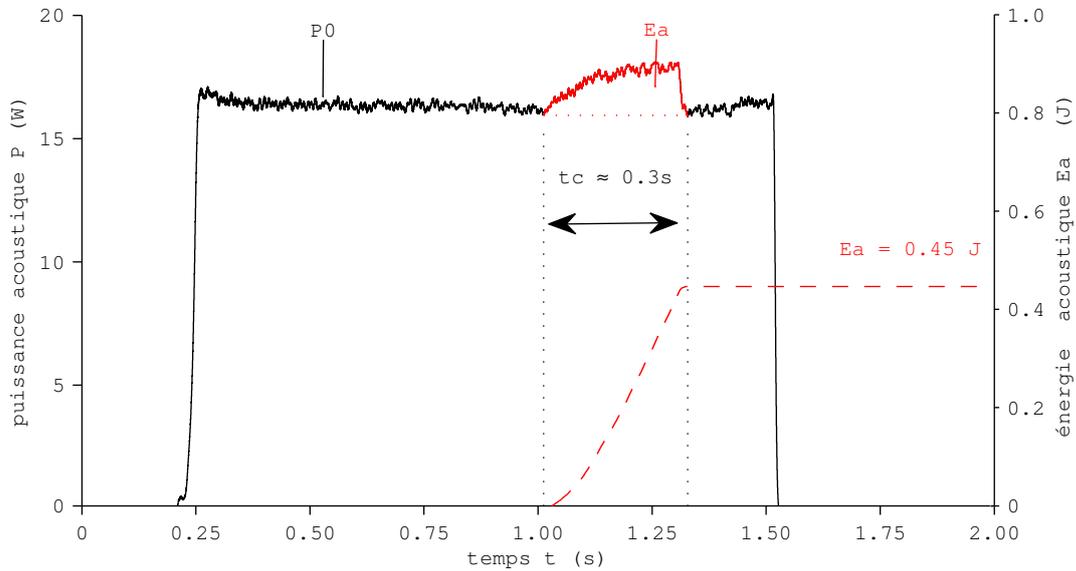


Figure 6.1 – Mesure de la puissance acoustique P_a (—) et de l'énergie acoustique E_a (---) pendant un cycle de chassage par ultrasons

Mes premières expériences de chassage par ultrasons confirment la possibilité de transporter de l'énergie jusqu'aux liaisons responsables de la tenue mécanique des composants chassés. Il me manque cependant une signature permettant de comparer la performance du chassage conventionnel à celle du chassage par ultrasons. C'est pourquoi, je définis une nouvelle signature du procédé de chassage: *force de chassage - tenue mécanique* ainsi qu'un nouvel attribut: le rendement η (sans unité).

6.3 Rendement du procédé de chassage

Pour caractériser la performance du chassage, j'introduis une nouvelle signature en plaçant les expériences dans le plan défini par la force maximale de chassage en abscisse et la tenue mécanique axiale en ordonnée (Fig. 6.2). Dans ce plan et pour chaque essai, le rapport des coordonnées $\eta = T_a/F_m$ définit ce nouvel indicateur η du rendement des procédés de chassage. Cet indicateur est valable aussi bien pour le chassage conventionnel que pour le chassage par ultrasons.

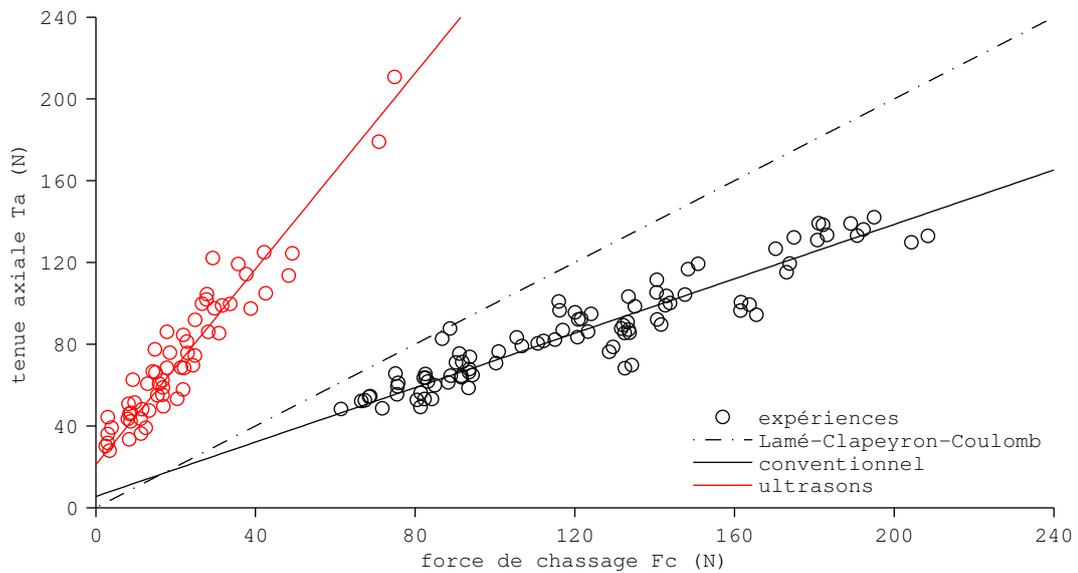


Figure 6.2 – Signature {force de chassage, tenue mécanique}. La pente de la droite de régression linéaire des points expérimentaux définit le rendement η d'un procédé de chassage.

Paramètres: 150 essais, interférence i 0.010 mm, avance v_c 20 mm s⁻¹
 Platine: laiton CuZn39Pb2, longueur de contact L de 1.0 mm à 2.9 mm
 Alésage: diamètre D 1.002 mm, percé-alésé avec outil Sphinx 55652
 Goupille: acier Ac C100Cr6, long. L_g 10 mm, rugosité Ra 0.0001 mm

Cet indicateur η du rendement des procédés de chassage est égal à la pente de la droite de régression linéaire des points expérimentaux. Si cette pente est inférieure à 1, donc $\eta < 1$, la tenue axiale du chassage est inférieure à la valeur théorique prédite par le modèle de Lamé-Clapeyron-Coulomb. En pratique, c'est toujours le cas pour le chassage conventionnel (Fig. 6.4, Fig. 6.5).

Par la comparaison de cet indicateur entre le chassage conventionnel et le chassage par ultrasons, j'observe que le chassage par ultrasons présente deux avantages remarquables discutés dans les deux sections suivantes:

- (i) une réduction drastique de la force de chassage
- (ii) une augmentation significative de la tenue mécanique.

6.4 Réduction de la force de chassage

En plus des deux questions directrices liées au chassage microtechnique auxquelles je répons dans ma thèse (Chap. 1), une nouvelle problématique devient progressivement importante pour l'industrie horlogère:

Comment réduire le coût de la non-qualité lié au chassage horloger?

Ce coût de non-qualité est lié d'une part à la grande variabilité de la tenue mécanique et d'autre part à la casse des pierres synthétiques. En particulier, les forces de chassage élevées qui sont typiques du chassage microtechnique endommagent ou provoquent la casse des pierres synthétiques et des roues d'horlogerie en silicium. Chaque pièce endommagée doit être déchassée et remplacée manuellement. Ce coût de non-qualité se chiffre en centaines de milliers de francs par an pour la branche horlogère suisse! Il est temps d'agir maintenant, car l'enjeu économique est très important.

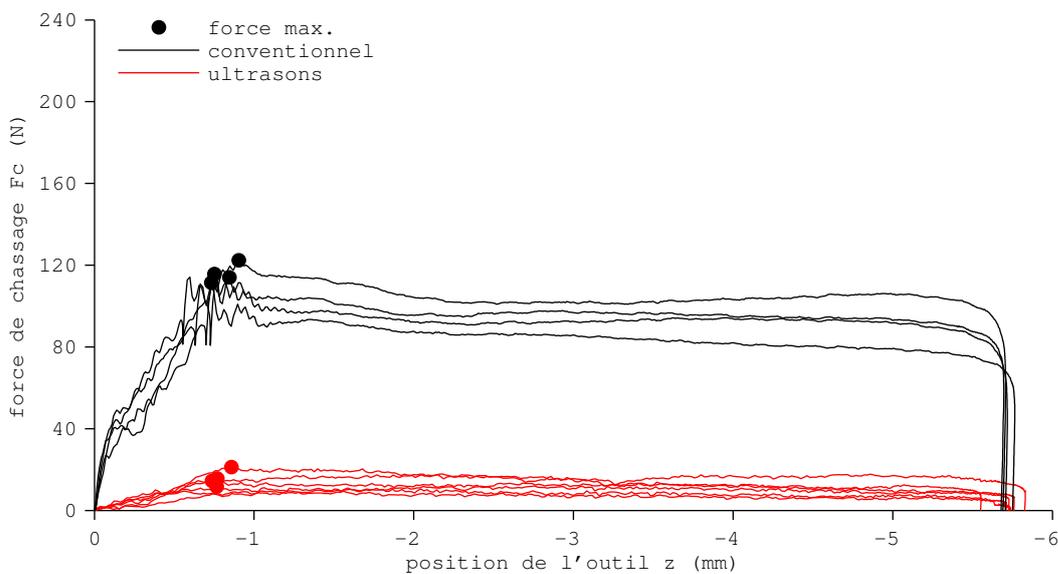


Figure 6.3 – Réduction de la force de chassage en présence d'ultrasons

Paramètres: 9 essai, interférence i 0.010 mm, avance v_c 10 mm s^{-1}
 Platine: laiton CuZn39Pb2, longueur de contact L 1.000 mm
 Alésage: diamètre D 1.002 mm, percé-alésé avec outil Sphinx 55652
 Goupille: acier Ac C100Cr6, long. L_g 10 mm, rugosité Ra 0.0001 mm

Le chassage par ultrasons est une solution testée à cette problématique universellement constatée dans les manufactures. La réduction de la force de chassage d'au moins un ordre de grandeur (Fig. 6.3) permet de diminuer la contrainte mécanique exercée sur le composant fragile et donc d'éviter sa casse. Ce gain surpasse nettement les gains de quelques pourcents obtenus par les actions d'amélioration continue menées par les manufactures aujourd'hui.

Deux mécanismes simultanés amènent à cette réduction drastique de la force de chassage. Le premier mécanisme est une rupture des points de contact entre la paroi de l'alésage et le composant due à une fatigue oligocyclique. Le composant chassé peut être vu comme un marteau-piqueur de fréquence ultrasonique amenant les liaisons à l'interface alésage-composant jusqu'à leur rupture par un phénomène de fatigue cyclique. Le second mécanisme est une dégradation des propriétés mécaniques des matériaux formant l'interface alésage-composant. Cet affaiblissement acoustique de l'interface est dû à une augmentation locale de la température (Ham et Broom, 1957, 1962; Dugdale, 1959). Cette forte hausse de la température, localisée uniquement sur les quelques micromètres carrés de la surface de contact réelle de chaque point de contact, est provoquée par la dissipation de l'énergie acoustique des ultrasons au point d'impédance acoustique la plus élevée. Ces deux mécanismes sont responsables de l'importante diminution de la résistance à la déformation du matériau le plus *faible*, souvent le laiton de la platine ou du pont; et donc responsables de la diminution de la force de chassage.

Le gain observé d'un facteur deux à dix, est largement supérieur au ratio entre les coefficients de frottement statique μ et cinétique μ_c . La valeur généralement acceptée de ce ratio est comprise entre 1 et 3 pour le chassage microtechnique. Contrairement à la conclusion de nombreuses publications, la réduction de la force de chassage n'est donc pas due à une diminution du coefficient de frottement. En particulier aux dimensions microtechniques, où la définition même de ces coefficients et les valeurs de ceux-ci sont remises en causes (Chap. 4.2).

6.5 Augmentation de la tenue mécanique

Si la réduction de la force de chassage peut paraître surprenante *a priori*, l'augmentation de tenue mécanique est un résultat plus attendu. En effet, j'ai justifié l'utilisation des ultrasons comme vecteur d'énergie dans le but d'augmenter la tenue mécanique des assemblages chassés.

En étudiant ici les mécanismes de cette augmentation de la tenue mécanique, je répons à la seconde question directrice de ma thèse (Chap. 1):

Comment le chassage par ultrasons rend-il possible de multiplier par dix la tenue mécanique des assemblages chassés ?

La tenue mécanique des assemblages chassés par ultrasons est multipliée par la création de points de brasure et/ou de soudure entre la paroi de l'alésage et le composant par dissipation de l'énergie acoustique des ultrasons aux points de contact de l'interface.

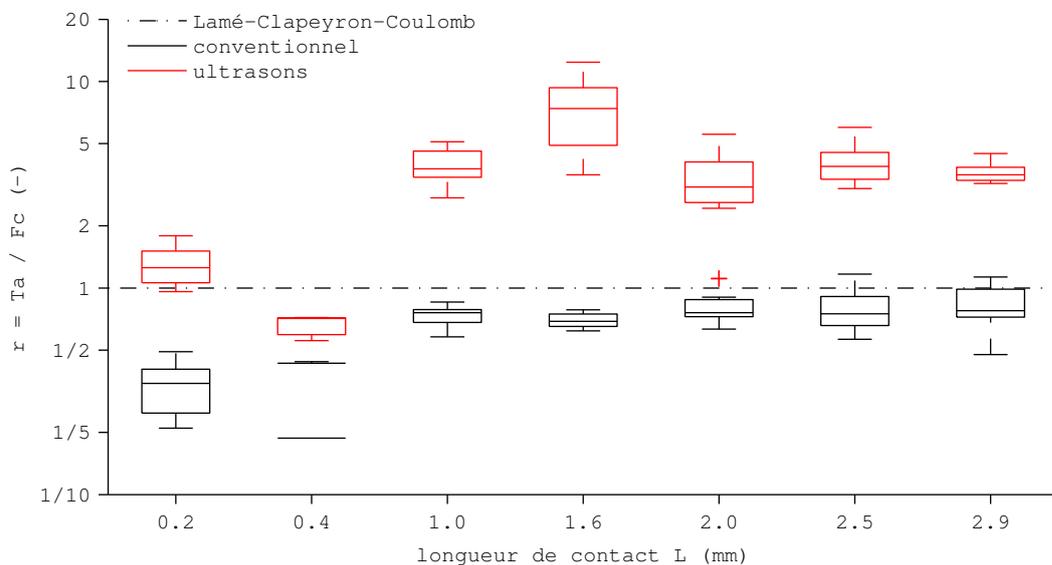


Figure 6.4 – Boîtes à moustaches illustrant l'effet de la longueur de contact sur le rendement η du chassage

Paramètres: 150 essais, interférence i 0.010 mm, avance v_c 20 mm s⁻¹
 Platine: laiton CuZn39Pb2, longueur de contact L de 1.0 mm à 2.9 mm
 Alésage: diamètre D 1.002 mm, percé-alésé avec outil Sphinx 55652
 Goupille: acier Ac C100Cr6, long. L_g 10 mm, rugosité Ra 0.0001 mm

La dissipation de l'énergie ultrasonique aux points de contact de l'interface alésage-composant est à l'origine de l'augmentation de la tenue mécanique des assemblages chassés par ultrasons. L'augmentation très localisée de la température provoquée par cette dissipation d'énergie acoustique favorise la croissance de la surface de contact réelle entre la paroi de l'alésage et le composant. Cette aug-

mentation de surface s'explique par une plastification drastiquement augmentée. Cette plastification avancée est elle-même due à une résistance à la contrainte radiale diminuée par la dégradation des propriétés mécaniques du matériau le plus *faible* à cette température.

Pour les composants métalliques tels que les goupilles, pieds-vis, tenons, aiguilles, mailles du bracelet et autres pièces de l'habillement, un second mécanisme simultané augmente la tenue mécanique des assemblages chassés par ultrasons. La diffusion intermétallique est très nettement favorisée par l'augmentation de température. La création de points de brasure et/ou soudure est ainsi catalysée.

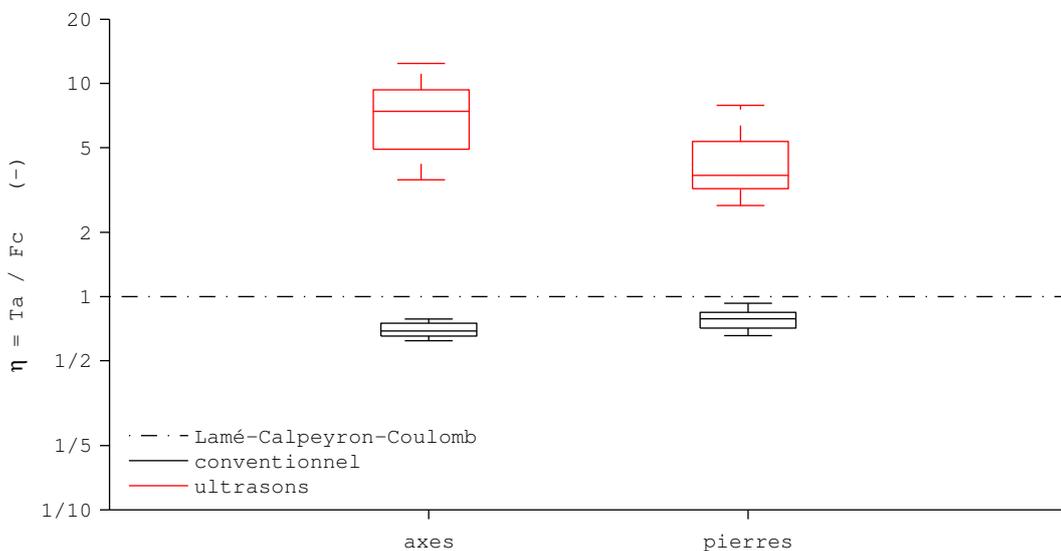


Figure 6.5 – Boîtes à moustaches illustrant l'effet du type de composant sur le rendement η du chassage

Paramètres: 96 essais, interférence i 0.010 mm, avance v_c 2 mm s⁻¹
 Platine: laiton CuZn39Pb2, longueur de contact L de 1.0 mm
 Alésage: diamètre D 1.002 mm, percé-alésé avec outil Sphinx 55652
 Goupille: acier Ac C100Cr6, long. L_g 10 mm, rugosité Ra 0.0001 mm

Pour des essais de principe, sans optimisation des paramètres du procédé de chassage par ultrasons, l'indicateur η prend la valeur $\eta = 0.6$ pour le chassage conventionnel et $\eta = 2.4$ pour le chassage par ultrasons (Fig. 6.2). Donc à composants, paramètres de procédé et force de chassage identiques, les composants chassés par ultrasons ont une tenue mécanique quatre fois supérieure à ceux d'un chassage conventionnel.

6.6 Opportunités du chassage par ultrasons

Par ses deux avantages remarquables, le procédé de chassage par ultrasons offre plusieurs opportunités uniques d'innovations et d'améliorations.

Avec la diminution significative de la force de chassage, le chassage par ultrasons rend possible le chassage de goupilles plus longues sans augmenter leur diamètre et sans risquer leur flambage. Parce que la force de chassage est réduite, les contraintes résiduelles introduites dans la platine ou le pont sont également réduites. Cela peut également permettre de chasser des planches minces sur des pignons sans risquer de les déformer plastiquement. Avec une diminution de la force de chassage d'un facteur deux à dix, le chassage par ultrasons permet également d'obtenir des tenues mécaniques idoines sans casser les pierres synthétiques et donc de diminuer significativement le coût de non-qualité.

Avec une augmentation de la tenue mécanique, le chassage par ultrasons rend par exemple possible le chassage de goupilles plus courtes pour une même tenue mécanique. La miniaturisation des montres en est ainsi facilitée. Avec une tenue mécanique jusqu'à cinq fois supérieure à celle d'un chassage conventionnel, le chassage par ultrasons de goupilles devient une méthode de production économiquement et techniquement concurrente au vissage et à la soudure laser pour l'assemblage des mailles du bracelet.

Le chassage par ultrasons permet également de diminuer l'interférence sans diminuer la tenue mécanique des pierres synthétiques. Cette diminution de l'interférence apporte une solution à la casse systématique de ces composants fragiles et permet de réduire sensiblement le coût de non-qualité.

7

Étampage par ultrasons

Aux chapitres 1 à 6, nous avons vu comment l'analyse fonctionnelle, la construction d'un modèle idoine et l'utilisation d'ultrasons comme vecteur d'énergie ont permis de développer le chassage par ultrasons. Dans une approche analogue, j'ai mis au point l'étampage par ultrasons de plaques métalliques minces.

7.1 Définition de l'étampage

L'étampage est une méthode de production de pièces par cisaillement d'une matière entre deux outils nommés poinçon (*punch*) et matrice (*die*) (Fig. 7.1).

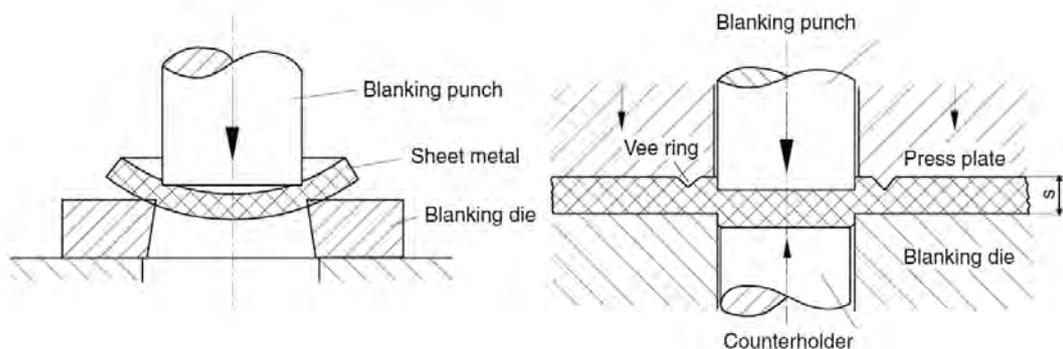


Figure 7.1 – Schéma de deux variantes de l'étampage (Birzer et al., 1997)

Le semi-fini à étamper est posé sur une matrice dont la forme est celle de la pièce à produire. Le poinçon, dont la géométrie est la contre-forme de celle de la matrice, descend et force la matière dans la matrice. Un fort cisaillement sur le semi-fini sépare celui-ci en deux. La partie utile est ensuite récupérée.

7.2 Description phénoménologique de l'étampage

Le procédé d'étampage, tout comme le procédé de chassage, peut être caractérisé par un ensemble d'attributs propres au déroulement de cette opération de mise en forme. La mesure de la force d'étampage F_e (en N) en fonction de la position z (en mm) du poinçon est une signature idoine (Fig. 7.2). Cette signature permet notamment la décomposition et l'interprétation d'un cycle représentatif de l'étampage en cinq phases.

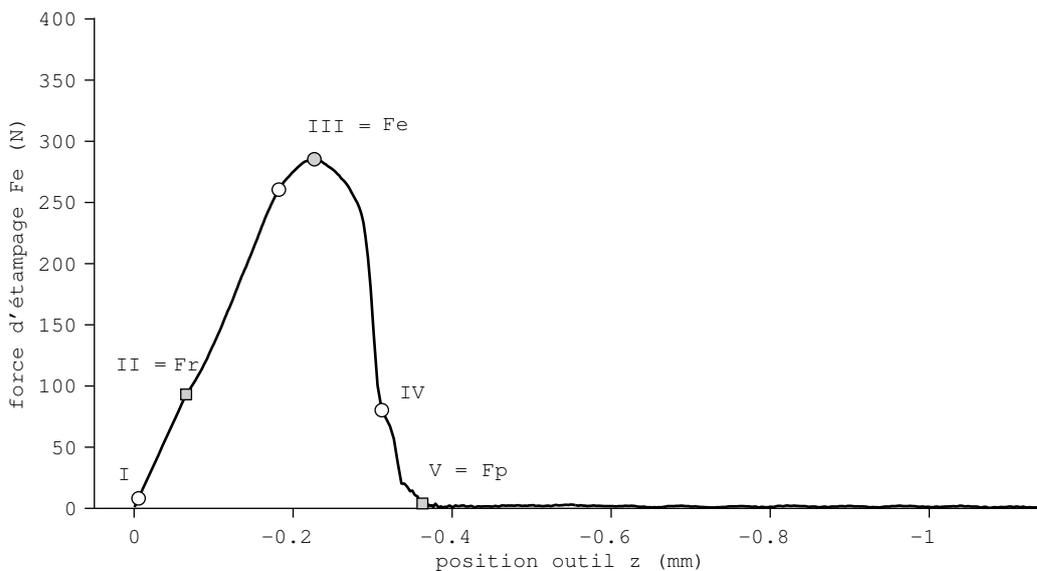


Figure 7.2 – Phases d'un cycle d'étampage conventionnel (I) début du cycle: contact de l'outil avec le semi-fini (I à II) déformation élastique et étampage à force croissante (II à III) déformation plastique (III à IV) début du détachement des parties du semi-fini (IV à V) propagation de fissures (V) fin du cycle: détachement complet des parties du semi-fini

Paramètres: 40+41 essais, avance v_c 20 mm s^{-1}
 Matrice: longueur de coupe L_c 2.400 mm
 Semi-fini: laiton CuZn39Pb2, épaisseur e 0.330 mm

7.3 Caractérisation de l'étampage

Pour identifier les effets significatifs de quatre facteurs ayant chacun deux niveaux, j'ai mesuré la force maximale d'étampage F_e pour chaque point de l'espace d'un plan d'expériences factoriel complet. Comme pour le chassage, j'ai ensuite analysé la variance de chaque coefficient du modèle (Eq. 2.9).

Tableau 7.1 – Liste des variables observées dans le plan d'expériences

Variable observée			Valeur		
			minimale	maximale	typique
R	amplitude des ultrasons	mm	0	0.008	0.008
S	épaisseur du semi-fini	mm	0.050	0.500	0.330
T	longueur de coupe	mm	1.200	2.400	2.400
U	avance du poinçon	mm s ⁻¹	0.5	20	2

Parmi les paramètres du procédé d'étampage, seuls l'amplitude des ultrasons, l'épaisseur du semi-fini, la longueur de coupe et leurs effets croisés ont un effet significatif sur la force maximale d'étampage.

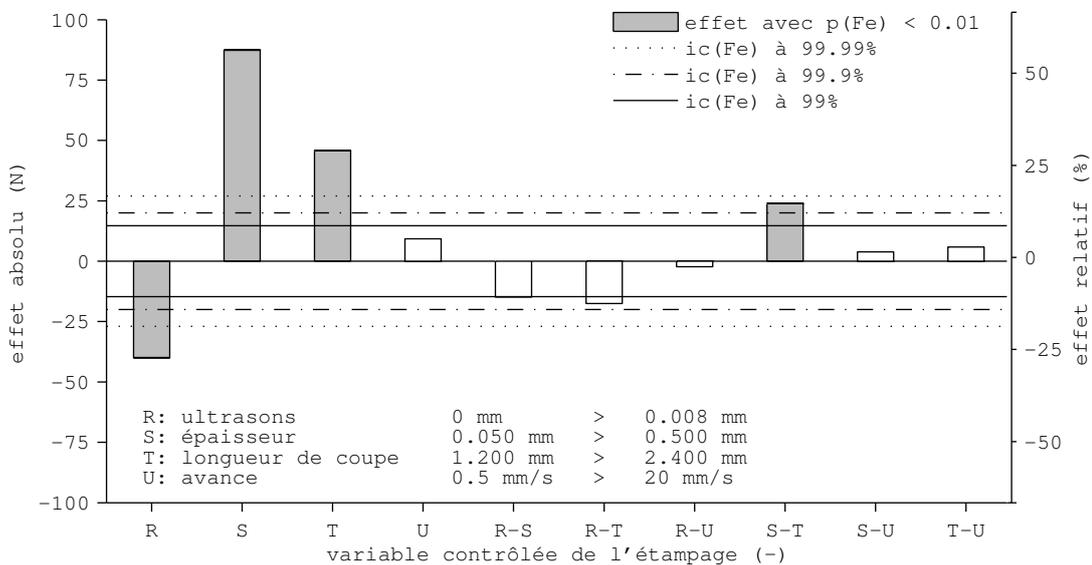


Figure 7.3 – Résultats de l'analyse de la variance des coefficients pour identifier les facteurs d'influence du procédé d'étampage par ultrasons. Les ultrasons, l'épaisseur, la longueur de coupe et leurs effets croisés ont un effet significatif sur la force maximale d'étampage.

7.4 Réduction de la résistance au cisaillement

En appliquant le procédé d'étampage par ultrasons à un cas de production industrielle, j'ai constaté une réduction de la résistance au cisaillement par un facteur deux.

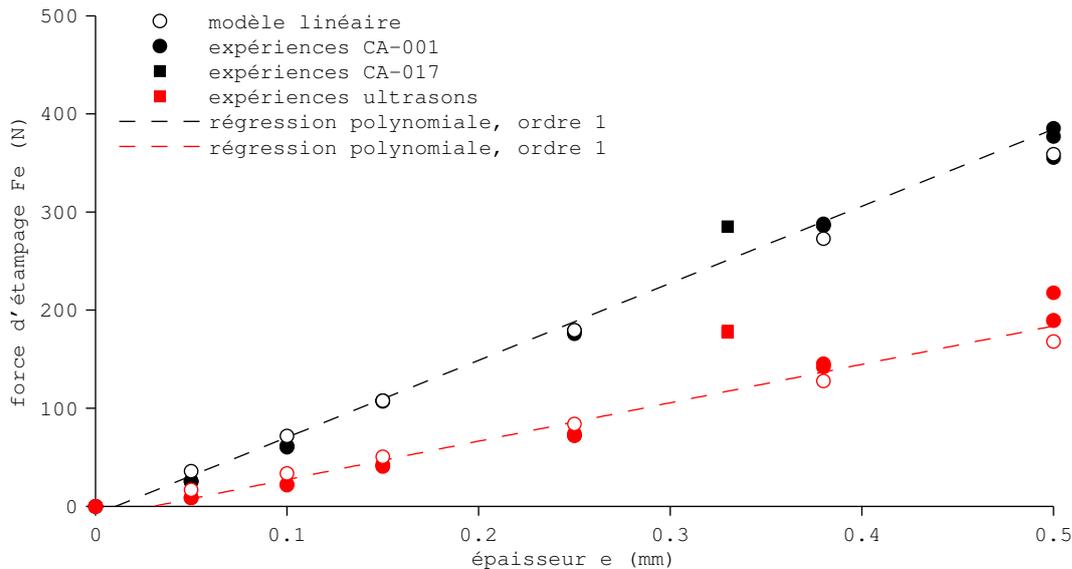


Figure 7.4 – Réduction de la résistance au cisaillement en présence d'ultrasons

Paramètres: 40+41 essais, avance v_c 20 mm s⁻¹

Matrice: longueur de coupe L_c 2.400 mm

Semi-fini: laiton CuZn39Pb2, épaisseurs e jusqu'à 0.500 mm

Deux mécanismes simultanés amènent à cette réduction drastique de la résistance au cisaillement du matériau. Les mécanismes de rupture du semi-fini sont identiques au modèle du marteau-piqueur de fréquence ultrasonique. Les liaisons intermétalliques à l'intérieur du semi-fini sont amenées à leur rupture par un phénomène de fatigue cyclique.

Comme pour le chassage par ultrasons, le second mécanisme est une dégradation des propriétés mécaniques (ici du semi-fini). Cet affaiblissement acoustique est encore une fois dû à une augmentation de la température provoquée par la dissipation de l'énergie ultrasonique au point d'impédance acoustique la plus élevée. Ces deux mécanismes sont responsables de l'importante diminution de la résistance au cisaillement du matériau (Fig. 7.4).

7.5 Réduction de la force d'étampage

Cette diminution de la résistance au cisaillement du matériau est accompagnée par une diminution significative de la force d'étampage (Fig. 7.5). J'ai observé cet effet pour toutes les épaisseurs de semi-finis en laiton comprises dans la plage de 0.050 à 0.500 mm (Tab. 7.1).

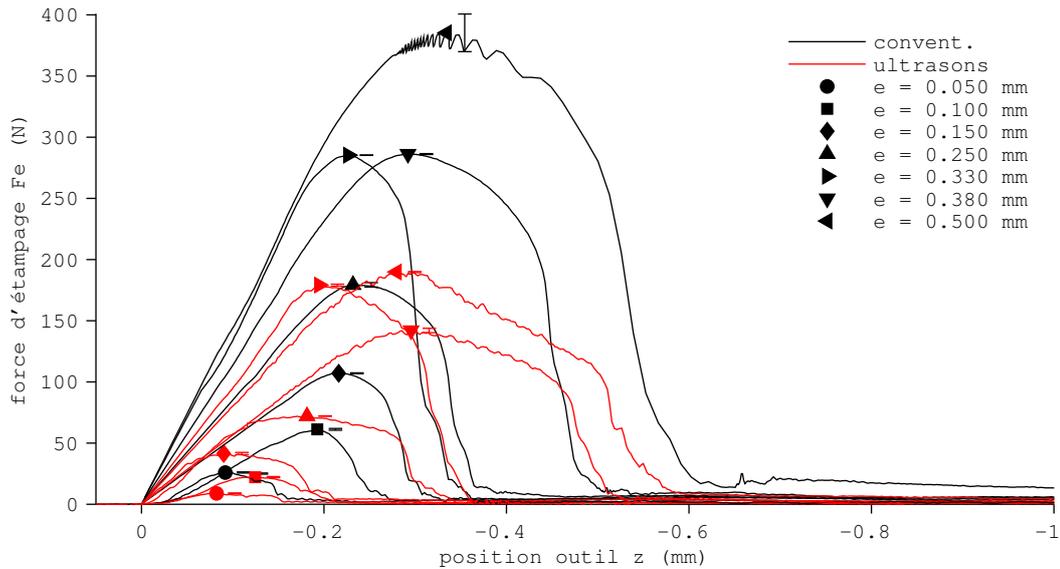


Figure 7.5 – Réduction de la résistance au cisaillement en présence d'ultrasons

Paramètres: 40+41 essais, avance v_c 20 mm s^{-1}

Matrice: longueur de coupe L_c 2.400 mm

Semi-fini: laiton CuZn39Pb2, épaisseurs e jusqu'à 0.500 mm

8

Conclusions de cette thèse

Produire et assembler juste dès la première tentative et pour des petites lotifications est particulièrement difficile aux dimensions (sub-)millimétriques. Il n'est pas rare d'être confronté à des capabilités inférieures ou voisines de 1. A cette problématique générale de la microtechnique s'ajoute souvent l'inadéquation des moyens de mesure dont la dispersion est généralement supérieure à celle des méthodes de production. Nous sommes dans un nouveau paradigme, dans lequel nous sommes capables de produire mieux que ce que nous pouvons mesurer! Le chassage microtechnique en est un exemple.

J'ai mis en évidence par des outils scientifiques rigoureux, le fait que la capacité des jauges tampons utilisées sur la majorité des lignes de production est insuffisante. Ces jauges sont par conséquent impropres à servir au réglage des machines. Il existe cependant une approche idoine à ce problème. J'ai montré par l'étude d'un système de vision par caméra industrielle qu'en mesurant la moyenne de la distribution des diamètres des alésages, et en comparant cette valeur à un étalon, j'obtiens un bon réglage de l'outil de production des alésages. Cette répétabilité de la production des alésages est une condition nécessaire à la diminution de la variabilité de la tenue mécanique des assemblages chassés. Cet étalon peut être une mesure de référence ou simplement un échantillon d'un essai fonctionnel.

En faisant cela, je donne un principe de solution idoine pour maîtriser le chassage à l'échelle microtechnique et diminuer la variabilité de la tenue mécanique de ces assemblages. Ayant mesuré la faible dispersion du diamètre des goupilles et des pierres horlogères utilisées sur les lignes de production, j'ai pu identifier la disper-

sion sur le diamètre des alésages comme source de cette variabilité de la tenue mécanique de ces assemblages chassés.

J'ai également identifié une très forte non-linéarité de la tenue mécanique par rapport à l'interférence comme deuxième source de variabilité des résultats de chassage. La croyance universellement répandue dans les ateliers mécaniques selon laquelle augmenter le serrage équivaut à augmenter la tenue mécanique est fausse. Ce mythe horloger est même contre-productif dans la majorité des cas industriels étudiés durant ma thèse et contraire à la bonne pratique.

Après avoir rendu la production des alésages répétable, et ainsi obtenu un procédé de chassage répétable, j'ai exécuté plusieurs centaines d'expériences pour enrichir ma connaissance du chassage (sub-)millimétrique. Ces nouvelles connaissances m'ont permis d'étendre l'horizon de réalité du chassage microtechnique. Dans ce nouvel horizon de réalité, j'ai identifié une solution technique: le chassage par ultrasons. Cette méthode de production permet de délivrer de l'énergie localement et de manière contrôlée, uniquement aux points de contact de l'interface alésage-composant d'un assemblage chassé.

En mettant au point cette nouvelle technologie, j'ai créé une rupture technologique telle qu'à composants et paramètres de procédé identique, les composants chassés par ultrasons ont une tenue mécanique jusqu'à cinq fois supérieure à celle d'un assemblage conventionnel pour une force de chassage divisée par un facteur entre deux et dix!

Ces gains, également observés pour l'étampage par ultrasons, rendent possibles des innovations à tous les niveaux de la production microtechnique: de la conception à la fabrication et à l'assemblage. J'ai donné à chacun de ces niveaux un exemple concret d'application industrielle sur la manière dont ces innovations permettent de solutionner les points techniques critiques du chassage conventionnel et de maîtriser ce procédé. Les possibilités de réduction du coût de non-qualité, qui aujourd'hui se chiffre en centaines de milliers de francs suisses par an pour la branche horlogère suisse, ont été également présentées.

J'espère que ma thèse pourra contribuer, dans un premier temps, à la rationalisation de la production microtechnique en Suisse avec une réduction de la variabilité de la qualité des assemblages chassés. J'espère également contribuer, dans un deuxième temps, à l'innovation dans la conception et la production microtechnique rendue possible par les méthodes de production par ultrasons.

Annexes

A

Fable de la boule dans la forêt

Transportons-nous, en imagination, dans une clairière, au milieu d'une forêt irrégulièrement plantée d'arbres nombreux et plus ou moins serrés. Une grande boule s'y trouve et l'on nous a donné la tâche, admettons-le, de la rouler jusqu'à la lisière (Fig. A.1). Comment allons-nous nous y prendre ?

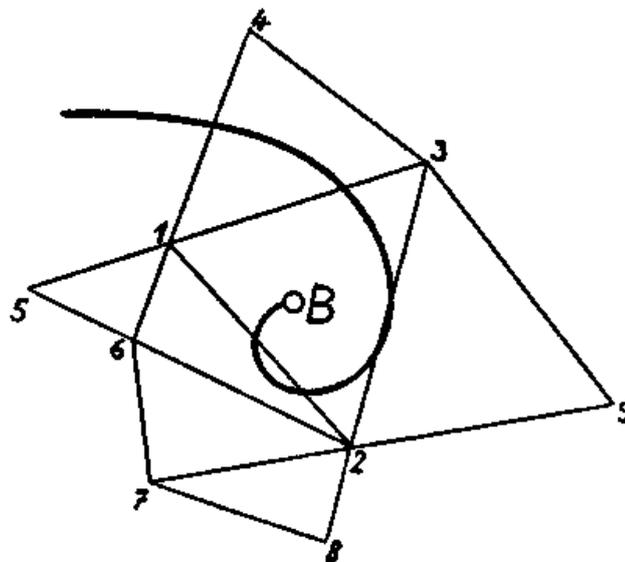


Figure A.1 – Carte schématisante de la forêt (Gonseth et Marti, 1974)

Nous n'avons pas cédé (pourquoi ne pas l'admettre aussi ?) à notre premier mouvement qui eut été de pousser la boule devant nous, sans délai, au premier jugé. Nous nous sommes au contraire décidés à préparer systématiquement la solution, en établissant une carte, d'ailleurs assez grossière, de la région. Sur une feuille à dessin, un premier point B représentera la boule. Trois arbres seront ensuite choisis, au bord de la clairière, formant (très grossièrement) un triangle libre d'arbres, mais à l'intérieur duquel la boule est placée. Les ayant numérotés de 1 à 3, nous porterons sur notre carte en élaboration trois points numérotés de façon correspondante et formant un triangle contenant le point B . Au voisinage du *segment de droite* limité par les arbres 1 et 3, choisissons un arbre no4, tel que le triangle 1, 3, 4 n'ait, lui non plus, aucun arbre à son intérieur. Opérons de la même façon à partir des segments 2, 3 et 2, 1 et ainsi de suite. De proche en proche, nous finirons par trianguler ainsi la forêt tout entière. La carte ainsi dressée n'est cependant pas encore prête à nous servir. Pour tout arbre X , nous déterminerons les arbres Y_1, Y_2, Y_3, \dots dont la distance à X est inférieure au diamètre de la boule. Sur la carte, nous joindrons le point qui correspond à l'arbre X par un trait rouge à tout point représentant un des Y . Ces traits, est-il nécessaire de le dire, signifieront que la boule ne peut pas franchir l'espace correspondant.

Cela fait, nous quitterons la forêt en emportant notre carte et nous entrerons à l'auberge voisine. Il est clair que tout est maintenant préparé pour passer à la solution *théorique* de notre problème. La carte, étendue sur la table de l'auberge, va nous en fournir tous les éléments.

Nous couperons, par exemple, notre feuille à dessin le long de toutes les lignes rouges. Si nous en détachons ainsi un fragment contenant le point B mais ne comprenant aucun segment de la lisière, nous saurons que le problème est insoluble. Au cas contraire, ce ne sera qu'un jeu de patience de tracer au crayon une ligne partant de B et sortant de la figure triangulée sans avoir à traverser aucun trait rouge. Une telle ligne est l'image d'un chemin possible: elle fournit la solution (une solution) théorique du problème.

Pour en tirer la solution effective, il nous faudra naturellement reprendre le chemin de la forêt. Grâce à la numérotation correspondante des arbres et des points de la carte, il sera (en principe) facile de traduire la solution *théorique* en un déplacement réel de la boule qui l'amène comme nous avons à le faire, de la clairière à la lisière.

La fable est terminée, il reste à en tirer la moralité. Pour pouvoir le faire, il nous

faut examiner quelle est la nature du rapport qui existe entre la carte et la forêt.

Une première constatation s'impose; elle est assez paradoxale et mérite qu'on y réfléchisse sérieusement: c'est que la carte est loin d'être une image fidèle de la forêt, et que pourtant elle nous rend avec une pleine efficacité les services que nous en attendons.

Il y a, de la carte à la forêt, des différences énormes. Tout arbre, par exemple, est représenté par un point, que ce soit un hêtre ou un sapin, un frêle bouleau ou un chêne noueux. La représentation cartographique ne conserve rien de la réalité sylvestre, si ce n'est une certaine structure d'ordination.

Voici, pour prendre un autre exemple, une ligne continue formée de traits rouges tracés bout à bout sur la carte. Quel effort d'imagination ne faut-il pas pour retrouver la réalité qui lui a donné naissance: un rideau d'arbres plus ou moins espacés, assez serrés tout de même pour tracer une barrière que la boule ne pourra pas franchir, etc. À qui viendrait-il à l'esprit de prétendre qu'une représentation de ce genre fournit une image exacte et fidèle ? Et pourtant elle révèle à qui sait l'interpréter une analogie frappante entre la réalité de la forêt et son image. Certes, la correspondance qui les unit fait étrangement abstraction des apparences; elle supprime des différences qu'on aurait pu croire essentielles, elle simplifie à outrance, et pourtant elle réussit à ne rien oublier de ce qui a une signification pour notre problème. C'est d'ailleurs en cela que sa valeur consiste.

Une correspondance de ce genre est dite *symbolique*. Les *objets naturels* y sont représentés, presque sans égard à leur forme ou à leur constitution, par des signes choisis plus ou moins librement (ou par d'autres objets), leurs symboles. Dans notre carte, les arbres ont des points pour symboles. Le symbole de la boule est un point spécialement désigné. Celui du chemin réel que la boule pourra prendre est un trait au crayon. L'ensemble de la carte, enfin, est ce qu'on appelle un schéma.

Tout à l'heure, nous insistions à plaisir sur les différences frappantes qui peuvent exister entre un schéma et la *réalité-qu'il-schématise*. Mais pour en donner une juste idée, il faut insister aussi sur l'aspect complémentaire où, par delà leurs différences, c'est leur analogie qui nous apparaît. Leur concordance peut porter si loin que certains raisonnements faits sur le schéma se traduisent immédiatement en résultats valables pour la chose schématisée. C'est ainsi que le tracé d'une solution théorique sur notre carte équivaut, en fin de compte, à la découverte d'un «vrai» cheminement de la boule. L'idée de schéma et les idées apparentées de

correspondance schématique, d'image schématisée, d'abstraction schématisante, etc. vont jouer un rôle décisif à cette étape de notre étude. Aussi voulons-nous reprendre l'une après l'autre les propriétés caractéristiques du schéma, pour lesquelles l'exemple de la carte fournit, pour l'instant, une illustration suffisante.

B

Schéma de l'outil expérimental

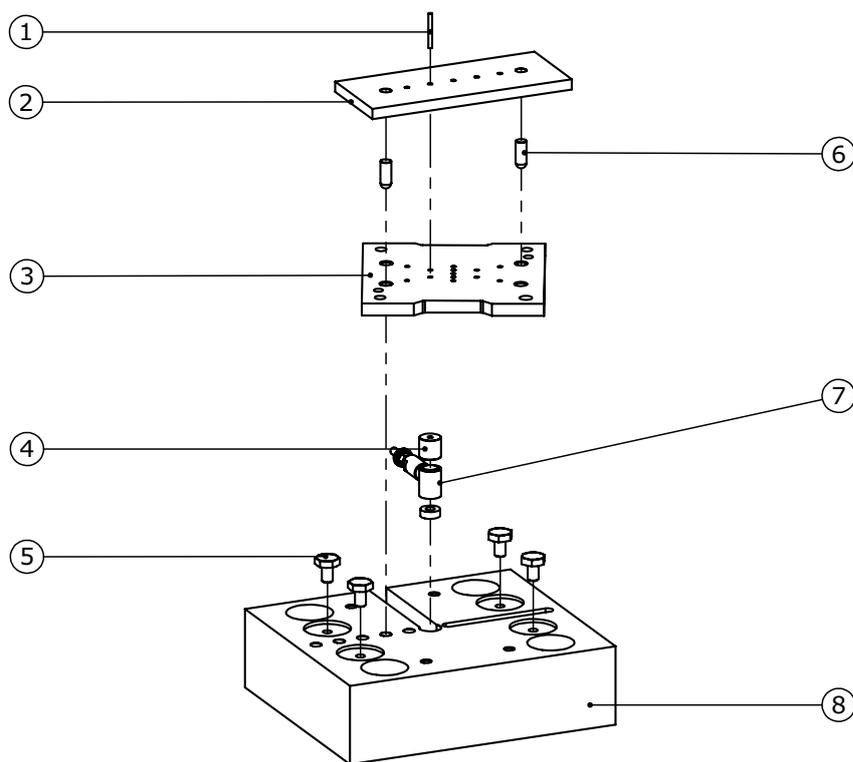


Figure B.1 – Posage que j’ai utilisé pour les essais fonctionnels de chassage (sub-)millimétrique et de chassage par ultrasons dans ma thèse. Schéma modifié à partir de [Laurency et al., 2014](#).

Le posage (Fig. B.1) a été dimensionné et conçu suite à une analyse fonctionnelle basée sur les résultats de la thèse de [Bourgeois](#). Le besoin principal auquel répond ce posage est l'obtention d'un procédé de production répétable.

Ce posage est adapté aussi bien au chassage conventionnel que par ultrasons de goupilles et pierres horlogères (1) positionnées par un guide (2) dans des échantillons fonctionnels (3). Ces échantillons prennent appui sur un plan défini par trois points de contact. Le premier point étant une rondelle de pression (4) protégeant un capteur de force (7). Les deux autres points de contact sont des vis à tête plate (5). Le guide (2) est positionné par deux goupilles (6) par rapport à un indexage usiné dans l'embase (8).

C

Propriétés mécaniques des matériaux

Tableau C.1 – Propriétés mécaniques des matériaux utilisés pour les essais de chassage

Matériau	no DIN	Densité vol. ρ (en kg m^{-3})	Module Young Y (en GPa)	Coeff. Poisson ν (sans unité)
avional	3.4365	2800	72	0.33
laiton	2.0401	8440	110	0.30
cuivre-béryllium	2.1247	8300	130	0.28
acier roulements	1.3505	7830	210	0.30
acier inoxydable	1.4435	8000	210	0.33
durinox	1.6908	8100	202	0.30
nickel	2.4068	8860	170	0.31
mailechort	2.0730	8670	125	0.34
invar	1.3912	8000	143	0.28
titane grade 5	3.7164	4430	114	0.34
silicium [100]		2329	130	0.28

Le silicium monocristallin est un matériau anisotrope dont le le module de Young et le coefficient de Poisson dépendent fortement de l'orientation des plans cris-

tallographiques. Les valeurs de ces deux propriétés mécaniques du silicium sont tracées à la Fig. C.1 en fonction des plans cristallographiques habituels.

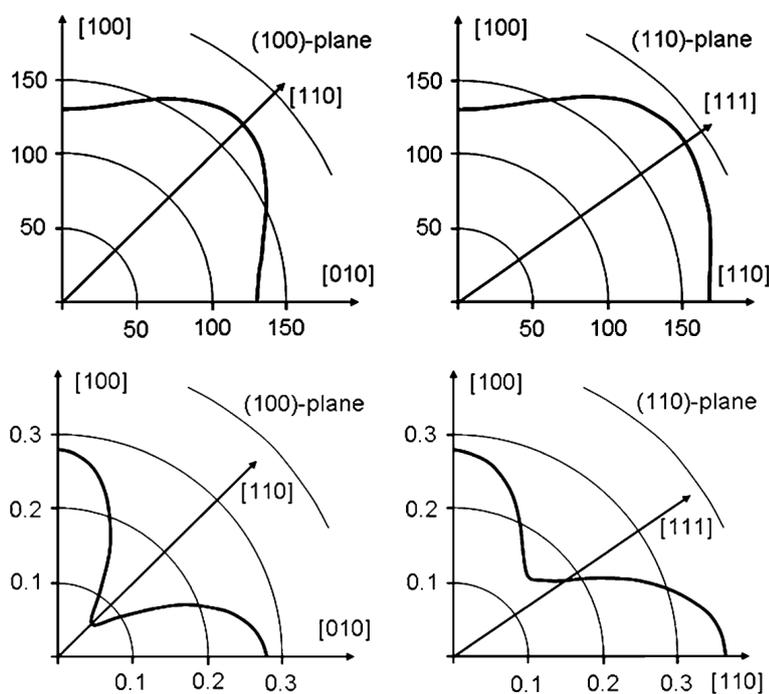


Figure C.1 – Valeurs du module de Young Y et du coefficient de Poisson ν pour les plans cristallographiques habituels du silicium (Schomburg, 2011).

Tableau C.2 – Propriétés thermiques des matériaux utilisés pour les essais de chassage

Matériau	no DIN	Dilat. therm. α (en $10^{-6}/^{\circ}\text{C}$)	Point de fusion T_f (en $^{\circ}\text{C}$)
avional	3.4365	23.6	450
laiton	2.0401	20.5	890
cuivre-béryllium	2.1247	17.0	875
acier roulements	1.3505	11.4	1500
acier inoxydable	1.4435	18.5	1410
durinox	1.6908	10.7	1450
nickel	2.4068	13.2	1455
maillechort	2.0730	18.0	1100
invar	1.3912	1.3	1427
titane grade 5	3.7164	8.6	1600
silicium [100]	Si [100]	2.6	1414

D

Vitesse du son dans les corps solides

Tableau D.1 – Vitesse c d'une onde mécanique en tension–compression pour les métaux isotrope et continu à 23 °C pour $h \gg \lambda$; h étant la hauteur de la sonotrode (en mm) (Kuttruff, 1988; Haynes, 2014).

Matériau	Longitudinale c_L (en ms^{-1})	Transverse c_T (en ms^{-1})	Impédance Z_0 (en Ns m^{-1})
aluminium	6420	3040	17.3
laiton	4700	2110	40.4
cuivre	5010	2270	44.7
plomb	2160	700	24.6
fer	5950	3240	47.0
acier	6000	3100	46.6
acier inox	5790	3100	45.7
acier trempé	5854	3150	45.9
nickel	6040	3000	53.8
titane	6070	3125	
platine	3260	1730	69.8
argent	3640	1610	37.9
or	3240	1200	63.8

Tableau D.2 – Vitesse c d'une onde mécanique en tension–compression pour les non-métaux isotrope et continu à 23 °C pour $h \gg \lambda$; h étant la hauteur de la sonotrode (en m) ([Kuttruff, 1988](#); [Haynes, 2014](#)).

Matériau	Longitudinale c_L (en m s^{-1})	Transverse c_T (en m s^{-1})	Impédance Z_0 (en N s m^{-1})
verre	5640	3280	
quartz	5968	3764	13.1
PZT-5A	4350		

Bibliographie

A

Astashev, V. et Babitsky, V. I. (1988). *Ultrasonic processes and machines dynamics, control and applications*. Foundations of engineering mechanics. Springer Verlag, Berlin, Deutschland. ISBN 978-3-540-72061-4. doi: [10.1007/978-3-540-72061-4](https://doi.org/10.1007/978-3-540-72061-4).

Aziz, S. A. et Lucas, M. (2011). A study of an ultrasonically assisted metal forming test. Dans: *AIP conference proceedings, Paris, France, 24-27 octobre 2010*, 1315:733, Melville, NY, USA. AIP Conference Proceedings. doi: [10.1063/1.3552536](https://doi.org/10.1063/1.3552536).

B

Batchelor, B. G. (2012). *Machine Vision Handbook*. Springer Verlag, London, United Kingdom. ISBN 978-1-84996-169-1.

Bay, N. (1983). Mechanisms producing metallic bonds in cold welding. *Welding Journal*, 62:137–142.

Bertholet, E. (1968). *La philosophie des sciences de Ferdinand Gonseth*. L'âge d'homme, Lausanne, Suisse.

Birzer, F., Lange, K., Höfel, P., Mukhoty, A., et Singer, H. (1997). *Umformen und Feinschneiden - Handbuch für Verfahren, Werkstoffe, Teilegestaltung*. Verlag Hallwag Ag, Bern, Suisse. ISBN 3-444-10510-X.

Bourgeois, F. (2007). *Vers la maîtrise de la qualité des assemblages de précision*. Thèse de doctorat, École Polytechnique Fédérale de Lausanne. doi: [10.5075/epfl-thesis-3825](https://doi.org/10.5075/epfl-thesis-3825).

Bourgeois, F. et Jacot, J. (2004). Comprendre le chassage à l'échelle horlogère. Dans: *Congrès international de chronométrie, Montreux, Suisse, octobre 2004*, Neuchâtel, Suisse. Société Suisse de Chronométrie.

Bowden, F. P., Moore, A. J. W., et Tabor, D. (1943). The ploughing and adhesion of sliding metals. *Journal of Applied Physics*, 14(2):80–91. doi: [10.1063/1.1714954](https://doi.org/10.1063/1.1714954).

Bowden, F. P. et Tabor, D. (1942). Mechanism of metallic friction. *Nature*, 150:197–199. doi: [10.1038/150197a0](https://doi.org/10.1038/150197a0).

Bowden, F. P. et Tabor, D. (1966). Friction, lubrication and wear: a survey of work during the last decade. *British Journal of Applied Physics*, 17:1521–1544. doi: [10.1088/0508-3443/17/12/301](https://doi.org/10.1088/0508-3443/17/12/301).

Brehl, D. E. et Dow, T. A. (2008). Review of vibration-assisted machining. *Precision Engineering*, 32:153–172. doi: [10.1016/j.precisioneng.2007.08.003](https://doi.org/10.1016/j.precisioneng.2007.08.003).

C

Charvier, L., Bourgeois, F., Jacot, J., Genolet, G., et Lorenz, H. (2008). New designs for submillimetric press-fitting. Dans: *IFIP International Federation for Information Processing*, 260:67–74.

D

DIN-7190 (2013). *Pressverbände Teil 1: Berechnungsgrundlagen und Gestaltungsregeln*. Beuth Verlag, Berlin, Deutschland.

Drozda, T. J. et Wick, C. (1983). *Tool and manufacturing engineers handbook : Machining*, volume 1. Society of Manufacturing Engineers, Dearborn, MI, USA. ISBN 0-87263-085-4.

Dugdale, D. S. (1959). Stress-strain cycles of large amplitude. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 7(2):135–136. doi: [10.1016/0022-5096\(59\)90018-3](https://doi.org/10.1016/0022-5096(59)90018-3).

E

Einstein, A. et Infeld, L. (1938). *The evolution of physics*. Cambridge University Press, Cambridge, United Kingdom. ISBN 978-0-6712-0156-2.

Emery, E. (1987). *Ferdinand Gonseth et la méthodologie scientifique*. IREC, Département d'architecture, EPFL, Lausanne, Suisse.

Ensminger, D. et Bond, L. J. (2012). *Ultrasonics - fundamentals, technologies, and applications*. CRC Press, Boca Raton, FL, USA. ISBN 978-1-4200-2027-4.

Ensminger, D. et Stulen, F. B. (2009). *Ultrasonics - data, equations, and their practical uses*. CRC Press, Boca Raton, FL, USA. ISBN 978-0-8247-5830-1.

F

Fortini, E. T. (1967). *Dimensioning for interchangeable manufacture*. Industrial Press, New York, NY, USA. ISBN 978-0-8311-1015-4.

G

Gex, M. (1964). *Éléments de philosophie des sciences*. Le Griffon, Neuchâtel, Suisse. ISBN 978-2-7116-9238-5.

Gonseth, F. (1947). L'idée de dialectique aux entretiens de Zürich. *Dialectica*, 1(1):21–37. doi: [10.1111/J.1746-8361.1947.TB01406.X](https://doi.org/10.1111/J.1746-8361.1947.TB01406.X).

Gonseth, F. (1948). Remarque sur la complémentarité. *Dialectica*, 2(3-4):413–420. doi: [10.1111/J.1746-8361.1948.TB00710.X](https://doi.org/10.1111/J.1746-8361.1948.TB00710.X).

Gonseth, F. (1965). L'Homo phenomenologicus. *Dialectica*, 19(1-2):65–67. doi: [10.1111/J.1746-8361.1965.TB01450.X](https://doi.org/10.1111/J.1746-8361.1965.TB01450.X).

Gonseth, F. (1975). *Le Référentiel - Univers obligé de médiatisation*. L'âge d'homme, Lausanne, Suisse. ISBN 2-8251-3142-3.

Gonseth, F. (1995). *Mon itinéraire philosophique*. L'Aire, Vevey, Suisse. ISBN 2-88108-387-0.

Gonseth, F. et Marti, P. (1974). *Planimétrie: Aufgabensammlung - Mathematisches Unterrichtswerk der Deutschschweizerischen Mathematikkommission*. Orell Fuessli, Zürich, Suisse. ISBN 3-280-00619-8.

Götschl, J. (1992). *Erwin Schrödinger's world view - The dynamics of knowledge and reality*. Kluwer academic publishers, Dordrecht, Pays-Bas. ISBN 978-94-011-2428-7.

Greenwood, J. et Williamson, J. (1966). Contact of nominally flat surfaces. *Proceedings of the Royal Society of London. Series A. Mathematical and Physical Sciences*, 295(1442):300–319. doi: [10.1098/rspa.1966.0242](https://doi.org/10.1098/rspa.1966.0242).

Grote, K.-H. et Feldhusen, J. (2011). *Dubbel : Taschenbuch für den Maschinenbau*. Springer Verlag, Berlin, Deutschland. ISBN 978-3-642-17305-9. doi: [10.1007/978-3-642-17306-6](https://doi.org/10.1007/978-3-642-17306-6).

H

- Hahne, H. (1969). Der Einfluss der Oberflächenrauheit auf das Verhalten von Querpressverbindungen aus Stahl. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 17(1):387–393.
- Ham, R. et Broom, T. (1957). The hardening and softening of metals by cyclic stressing. *Proceedings of the Royal Society of London A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences*, 242(1229):166–179. doi: [10.1098/rspa.1957.0165](https://doi.org/10.1098/rspa.1957.0165).
- Ham, R. et Broom, T. (1962). The mechanism of fatigue softening. *The London, Edinburgh and Dublin Philosophical Magazine and Journal of Science*, 7(73):95–103. doi: [10.1080/14786436208201860](https://doi.org/10.1080/14786436208201860).
- Haynes, W. M. (2014). *CRC Handbook of Chemistry and Physics*. CRC Press, London, United Kingdom. ISBN 978-1-48220-867-2.

J

- Jones, J. F. R. et Aigeldinger, G. (2004). An experiment towards establishing the tolerance of micro-scale interference fits. Dans: *19th ASPE Annual Meeting Proceedings, Orlando, FL, USA, octobre 2004*, Raleigh, NC, USA. American Society for Precision Engineering.
- Jones, J. F. R., Kozlowski, D. M., et Trinkle, J. C. (2004). Microscale force-fit insertion. *Journal of Micromechatronics*, 2(3):185–200.

K

- Kamps, T. (2011). *Plastifizierung von Kunststoffen mit Ultraschall beim Mikrospritzgie*. Verlagshaus Mainz, Aachen. ISBN 978-3-861-30718-1.
- Kim, J. W. et Ahn, S. H. (2009). Effect of repetition in micro scale pin-hole interference fit. Dans: *Proceedings of IEEE International Symposium on Assembly and Manufacturing, Suwon, Korea, novembre 2009*, Piscataway, NJ, USA. IEEE. doi: [10.1109/ISAM.2009.5376920](https://doi.org/10.1109/ISAM.2009.5376920).
- Kleppmann, W. (2009). *Taschenbuch Versuchsplanung*. Carl Hanser Verlag, München, Deutschland. ISBN 978-3-446-42033-5.
- Klocke, F. (2008). *Fertigungsverfahren 1 - Drehen, Fräsen, Bohren*. Springer Verlag, Berlin, Deutschland. ISBN 978-3-540-35834-3. doi: [10.1007/978-3-642-11979-8](https://doi.org/10.1007/978-3-642-11979-8).

- Kollmann, F. G. (1984). *Welle-Nabe-Verbindungen, Gestaltung, Auslegung, Auswahl*, volume 32 of *Konstruktionsbücher*. Springer Verlag, Berlin, Deutschland. ISBN 978-3-540-12215-9. doi: [10.1007/978-3-642-61727-0](https://doi.org/10.1007/978-3-642-61727-0).
- Küng, A., Meli, F., et Thalmann, R. (2007). Ultraprecision micro-CMM using a low force 3D touch probe. *Measurement Science and Technology*, 18(2):319–327. doi: [10.1088/0957-0233/18/2/S01](https://doi.org/10.1088/0957-0233/18/2/S01).
- Kuttruff, H. (1988). *Physik und Technik des Ultraschalls*. S. Hirzel Verlag, Leipzig, Deutschland. ISBN 978-2-77760-427-5.

L

- Lambert, P., Charvier, L., Raggi, L., et Jacot, J. (2011). Étude des antichocs, phase II. *Rapport de l'Association Suisse pour la Recherche Horlogère*, 2(1):1–48.
- Lamé, G. et Clapeyron, B. (1831). Mémoire sur l'équilibre intérieur des corps solides homogènes. *Journal für die reine und angewandte Mathematik*, 1831(7):237–252. doi: [10.1515/crll.1831.7.237](https://doi.org/10.1515/crll.1831.7.237).
- Laurency, C., Berlie, D., et Jacot, J. (2014). Ultrasonic Press-fitting: A New Assembly Technique. *Precision Assembly Technologies and Systems*, 435(1):22–29. doi: [10.1007/978-3-662-45586-9_4](https://doi.org/10.1007/978-3-662-45586-9_4).
- Lim, F. C. N. (2003). *A preliminary investigation into the effects of nonlinear response modification within coupled oscillators*. Thèse de doctorat, University of Glasgow.
- Lucas, M., Al-Budairi, H., et Harkness, P. (2011). A strategy for delivering high torsionality in longitudinal-torsional ultrasonic devices. *Applied Mechanics and Materials*, 70:339–344. doi: [10.4028/www.scientific.net/AMM.70.339](https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/AMM.70.339).
- Lucas, M., Petzing, J. N., Cardoni, A., Smith, L. J., et McGeough, J. A. (2001). Design and characterisation of ultrasonic cutting tools. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 50(1):149–152. doi: [10.1016/S0007-8506\(07\)62092-7](https://doi.org/10.1016/S0007-8506(07)62092-7).

M

- Ma, C., Ma, J., Shamoto, E., et Moriwaki, T. (2011). Analysis of regenerative chatter suppression with adding the ultrasonic elliptical vibration on the cutting tool. *Precision Engineering*, 35(2):329–338. doi: [10.1016/j.precisioneng.2010.12.004](https://doi.org/10.1016/j.precisioneng.2010.12.004).

- Ma, C. X., Moriwaki, T., et Shamoto, E. (2004). Study on the Thrust Cutting Force in Ultrasonic Elliptical Vibration Cutting. *Applied Mechanics and Materials*, 471-472:396–400. doi: [10.4028/www.scientific.net/MSF.471-472.396](https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/MSF.471-472.396).
- MacBeath, A. (2006). *Ultrasonic Bone Cutting*. Thèse de doctorat, University of Glasgow.
- Marmy, P. et Favre, E. (1996). Chocs et accélérations de la montre portée. Dans: *Congrès européen de chronométrie, Bienne, Suisse, octobre 1996*, Neuchâtel, Suisse. Société Suisse de Chronométrie.
- Mason, W. P. (1958). *Physical acoustics and the properties of solids*. D. van Nostrand Company Inc., Princeton, NJ, USA. ISBN 978-0-00-211037-2.
- Mathieson, A. C. (2012). *Nonlinear Characterization of Power Ultrasonic Devices Used in Bone Surgery*. Thèse de doctorat, University of Glasgow.
- McCulloch, E. (2008). *Experimental and Finite Element Modelling of Ultrasonic Cutting of Food*. Thèse de doctorat, University of Glasgow.
- McGeough, J. A. (1988). *Advanced methods of machining*. Chapman and Hall, London, United Kingdom. ISBN 0412319705.
- Meli, F., Bieri, M., Thalmann, R., Fracheboud, M., Breguet, J.-M., Clavel, R., et Bottinelli, S. (2003). Novel 3D analogue probe with a small sphere and low measurement force. Dans: *Proceedings ASPE Summer Topical Meeting on Coordinate Measuring Machines, Charlotte, NC, USA, Juin 2003*, pages 69–73, Raleigh, NC, USA. American Society for Precision Engineering.
- Michaeli, W. (2011). Plastifizierung von Kunststoffen mit Ultraschall beim Mikrospritzgie. Dans: *Kolloquium Mikroproduktion und Abschlusskolloquium SFB 499, Karlsruhe, Allemagne, Octobre 2011*, Karlsruhe, Allemagne. KIT Scientific Publishing.
- Mock, E. et Garel, G. (2013). *La fabrique de l'innovation*. Dunod, Paris. ISBN 978-2-10-057702-6.
- Montgomery, D. C. (2009). *Statistical Quality Control, 7th Edition*. Wiley, Oxford. ISBN 978-1-11-814681-1.
- Moriwaki, T. et Shamoto, E. (1994). Study on Elliptical Vibration Cutting. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 43(1):35–38.
- Müller, G. et Möser, M. (2013). *Handbook of Engineering Acoustics*. Springer Verlag, Heidelberg, Deutschland. ISBN 978-3-540-69460-1.

N

- Nath, C. et Rahman, M. (2008). Effect of machining parameters in ultrasonic vibration cutting. *International Journal of Machine Tools Manufacture*, 48:965–974. doi: [10.1016/j.ijmachtools.2008.01.013](https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2008.01.013).
- Neppiras, E. A. et Foskett, R. D. (1957). Ultrasonic machining - Technique and equipment. *Philips Technical Review*, 18(11):325–334.
- NIHS 41-02 (2003). *Pierres glaces*. Fédération de l'industrie horlogère suisse FH, service NIHS, Bienne, Suisse.
- NIHS 91-30 (2003). *Définition des accélération linéaires rencontrées par une montre bracelet lors de gestes brusques et de chocs au porter*. Fédération de l'industrie horlogère suisse FH, service NIHS, Bienne, Suisse.
- NIHS 94-10 (2009). *Horlogerie - Pierres fonctionnelles et non fonctionnelles*. Fédération de l'industrie horlogère suisse FH, service NIHS, Bienne, Suisse.
- Norgia, M., Annoni, M., Pesatori, A., et Svelto, C. (2010). Dedicated optical instruments for ultrasonic welder inspection and control. *Measurement*, 43:39–45. doi: [10.1016/j.measurement.2009.06.006](https://doi.org/10.1016/j.measurement.2009.06.006).

P

- Pauli, W. (1948). Editorial. *Dialectica*, 2(3-4):307–311. doi: [10.1111/J.1746-8361.1948.TB00702.X](https://doi.org/10.1111/J.1746-8361.1948.TB00702.X).
- Perret, D., Byrne, P., et Collieux, P. (2013). 30 years of innovation : the start point with the Swatch. Dans: *Branson technology day, Brienz, Suisse, August 2013*, Carouge, Suisse. Branson Ultrasonic Switzerland Sa.
- Press, F. (1958). Elastic wave radiation from faults in ultrasonic models. *Publications of the Dominion Observatory Ottawa*, 20(2):271–277.

R

- Radhakrishnan, V. et Ramamoorthy, B. (1994). A study of the surface deformations in press and shrink fitted assemblies. *Wear*, 173(1-2):7583. doi: [10.1016/0043-1648\(94\)90259-3](https://doi.org/10.1016/0043-1648(94)90259-3).
- Ringhandt, H. (1974). *Feinwerklemente*. Carl Hanser Verlag, München, Deutschland. ISBN 3-446-11608-7.
- Rozenberg, L. D. (1973). *Physical principles of ultrasonic technology*, volume 1. Plenum Press, New York, NY, USA. ISBN 0-306-35041-6.

S

- Schlecht, B. (2007). *Maschinenelemente 1: Festigkeit, Wellen, Verbindungen, Federn, Kupplungen*. Pearson Studium, München, Deutschland. ISBN 978-3-8273-7145-4.
- Schomburg, W. K. (2011). *Introduction to Microsystem Design*. Springer Verlag, Berlin, Deutschland. ISBN 978-3-642-19489-4. doi: [10.1007/978-3-642-19489-4](https://doi.org/10.1007/978-3-642-19489-4).
- Schrödinger, E. (1985). *Mein Leben, meine Weltansicht*. Paul Zsolnay Verlag, Wien, Österreich. ISBN 978-3-552-03712-0.
- Schubert, A., Nestler, A., Pinternagel, S., et Zeidler, H. (2011). Beeinflussung der Oberflächeneingestalt durch Ultraschallüberlagerung beim Drehen der Aluminiumlegierung EN AW-2017. *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik*, 42(7):658–665. doi: [10.1002/mawe.201100834](https://doi.org/10.1002/mawe.201100834).

T

- Tabor, D. (1959). Junction growth in metallic friction: The role of combined stresses and surface contamination. *Proceedings of the Royal Society of London. Series A, Mathematical and Physical Sciences*, 251(1266):378–393. doi: [10.1098/rspa.1959.0114](https://doi.org/10.1098/rspa.1959.0114).
- Terés, Y. et Vermot, M. (2006). Mobile Shocks 3D - Mesures de chocs au porter. *Bulletin de la Société Suisse de Chronométrie*, 51:27–30.
- Thoe, T. B., Aspinwall, D. K., et Wise, M. L. H. (1998). Review on ultrasonic machining. *International Journal of Machining Tools and Manufacture*, 38(4):239–255. doi: [10.1016/S0890-6955\(97\)00036-9](https://doi.org/10.1016/S0890-6955(97)00036-9).

V

- Venkateswara Rao, P., Ramamoorthy, B., et Radhakrishnan, V. (1995). Role of interacting surfaces in the performance enhancement of interference fits. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 35:1375–1384. doi: [10.1016/0890-6955\(94\)00120-9](https://doi.org/10.1016/0890-6955(94)00120-9).
- Voronina, S. et Babitsky, V. I. (2008). Autoresonant control strategies of loaded ultrasonic transducer for machining applications. *Journal of Sound and Vibration*, 313:395–417. doi: [10.1016/j.jsv.2007.12.014](https://doi.org/10.1016/j.jsv.2007.12.014).

W

- Wanka, T. (2014). Mondsüchtig - Mondphasenscheiben. *Uhren Magazin Extra - Wissen*, 2014(1):84–87.
- Wood, R. W. et Loomis, A. L. (1927). The physical and biological effects of high-frequency sound-waves of great intensity. *The London, Edinburgh and Dublin Philosophical Magazine and Journal of Science*, 4(22):417–436. doi: [10.1080/14786440908564348](https://doi.org/10.1080/14786440908564348).
- Wuertz, G. (1992). *Montage von Pressverbindungen mit Industrierobotern*. Springer Verlag, Berlin, Deutschland. ISBN 3-540-56300-8.

Y

- Yang, G. M., Coquille, J. C., Fontaine, J. F., et Lambertain, M. (2001). Influence of roughness on characteristics of tight interference fit of a shaft and a hub. *International Journal of Solids and Structures*, 38:76917701. doi: [10.1016/S0020-7683\(01\)00035-X](https://doi.org/10.1016/S0020-7683(01)00035-X).

Z

- Zahn, S. (2000). *Ultraschallschneiden von Lebensmitteln*. Thèse de doctorat, Technische Universität Dresden.
- Zhang, J., Suzuki, N., et Shamoto, E. (2013). Investigation on machining performance of amplitude control sculpturing method in elliptical vibration cutting. Dans: *14th CIRP conference on modeling of machine operations, Turin, Italie, 13-14 Juin 2013*, Procedia CIRP 8:327–332, New York, NY, USA. Elsevier Procedia. doi: [10.1016/j.procir.2013.06.111](https://doi.org/10.1016/j.procir.2013.06.111).
- ZV.E.I. (1980). *Fügen von Formteilen und Halbzeugen aus thermoplastischen Kunststoffen mit Ultraschall*. Zentralverband der elektronischen Industrie, Frankfurt, Deutschland.

CSABA LAURENCZY

Rue Pré-du-Marché 34
CH-1004 Lausanne
+41 21 546 64 69
Csaba.Laurenczy@alumni.epfl.ch

Célibataire
15.01.1986
Nationalités : Suisse (CH)
et Hongroise (U.E.)

Expérience professionnelle

2010–2015 **École Polytechnique Fédérale de Lausanne (EPFL)**
au Laboratoire de Production Microtechnique (LPM), Lausanne, Suisse

Sélection de quelques mandats industriels exécutés :

2015 **Collaboration avec un fournisseur de composants horlogers** (caractérisation des instruments de mesure en production)
2014 **Mandat pour une manufacture horlogère** (analyse du flux de production du département habillage)
2013–2015 **Projet pour un fournisseur de machines de soudage** (mesures de la performance des machines)
2013–2014 **Mandat pour une manufacture horlogère** (mesure du défaut de la marche de montres mécaniques, principe de solution)
2013 **Projet pour une manufacture horlogère** (inventaire des défauts esthétiques, contrôle d'aspect de composants par caméra)
2013 **Projet pour un fournisseur de machines d'emballages** (étude de faisabilité d'un procédé de production innovant)
2012–2014 **Mandat pour un groupe horloger** (mise au point d'un procédé de production innovant)
2011–2013 **Projet pour une manufacture horlogère** (optimisation des flux de production d'une ligne, réduction du temps de passage)
2011 **Projet pour un fournisseur de machines d'emballages** (contrôle qualité par caméra industrielle, 25 cartons à 10 m/s)
2010–2011 **Projet pour un fournisseur de composants horlogers** (ré-industrialisation, contrôle par caméra industrielle)

Projets industriels exécutés durant les études :

2009–2010 **Projet pour un fournisseur de moteurs électriques** (optimisation du soudage laser, tenue mécanique multipliée par 3)
2008–2009 **Participation au projet ASRH antichocs II** (projet de semestre, modélisation d'un pont de balancier et chaîne de rigidité de montres)

Compétences techniques

analyse fonctionnelle, optimisation de méthodes de production, expertise dans le chassage microtechnique, mesure en production, optimisation de flux de production, contrôle d'aspect de décorations horlogères

Formations et diplômes

2011–2015 **Docteur ès Sciences en systèmes de production et robotique**
à l'École Polytechnique Fédérale de Lausanne (EPFL), Lausanne, Suisse
2009–2010 **Projet de Master en industrie**
au département Produktionstechnik de l'entreprise Dr. Fritz Faulhaber GmbH, Schönaich, Allemagne
2008–2009 **Master en microtechnique**, spécialisations en techniques de production, micro/nanosystèmes
à l'École Polytechnique Fédérale de Lausanne (EPFL), Lausanne, Suisse
2007–2008 **Échange Erasmus** en techniques de production pour microsystèmes et gestion de production
à la Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule (RWTH Exzellenz Universität), Aachen, Allemagne
2004–2007 **Bachelor en microtechnique**
à l'École Polytechnique Fédérale de Lausanne (EPFL), Lausanne, Suisse

Publication

Laurenczy, C., Berlie, D. et Jacot, J. (2014). Ultrasonic Press-fitting : A new assembly technique. *Precision Assembly Technologies and Systems*, 435(1) : 22-29. doi : 10.1007/978-3-662-45586-9

Langues pratiquées

français et hongrois (langues maternelles)
allemand et anglais (courant, niveau B2+)
italien (excellent, niveau B1)

