

UNIVERSITÉ DE SHERBROOKE  
Faculté de génie  
Département de génie électrique et de génie informatique

Étude du contact électromécanique  
Au–Ru/AlCu pour les MEMS RF ohmiques:  
Modélisation, Intégration et Caractérisation

Thèse de doctorat  
Spécialité : génie électrique

Mohamed NAJAH

Sherbrooke (Québec) Canada

AVRIL 2022



# MEMBRES DU JURY

François BOONE

---

Directeur

Serge ECOFFEY

---

Codirecteur

Laurent BECHOU

---

Évaluateur

Jacques RENAUD

---

Évaluateur

Luc FRÉCHETTE

---

Évaluateur





# RÉSUMÉ

Aujourd'hui les systèmes de télécommunication sont le plus souvent construits à partir (i) d'électronique à l'état solide utilisant la technologie des semi-conducteurs telles les diodes PIN et les transistors FET ou (ii) de relais électromagnétiques. Chacune de ces technologies offre un compromis entre la fréquence d'opération, la linéarité, la capacité à transporter la puissance RF, les pertes d'insertion, l'isolation, le temps de commutation, la consommation électrique, la fiabilité, l'intégration à grande échelle, la masse et le coût. Par ailleurs, le besoin d'opérer à hautes fréquences est plus marqué avec l'arrivée de la 5G. Les MEMS RF sont à priori adaptés pour répondre aux nombreux défis des nouvelles générations de systèmes de télécommunication, cependant le principal obstacle reste leur fiabilité. Cette thèse s'inscrit dans un contexte d'amélioration des performances et de la fiabilité des micro-commutateurs MEMS RF à contact ohmique.

L'encapsulation des MEMS RF au niveau du wafer est nécessaire pour leur intégration dans des systèmes plus complets telles les matrices de commutations et les antennes configurables. En plus de permettre un contrôle de l'environnement directe du MEMS, la solution d'encapsulation ne doit pas altérer les performances RF du composant. La fiabilité du contact électromécanique est l'une des limitations majeures intrinsèques des MEMS RF ohmiques. Le contact Au–Ru/AlCu est proposé comme une configuration compatible avec un procédé MEMS intégrant une étape d'encapsulation au niveau du wafer par collage eutectique Al–Ge. L'utilisation d'un contact Au–Ru permet de réduire les forces d'adhésion et le transfert de matière en comparaison de l'utilisation d'une paire de contact symétrique de métaux nobles. Par ailleurs, l'empilement Ru/AlCu assure une résistivité totale proche de celle de l'AlCu tout en bénéficiant des propriétés avantageuses du Ru à l'interface de contact.

Une étude fondamentale du contact électromécanique rugueux pour les applications MEMS RF a été conduite, et une méthodologie pour estimer la résistance électrique de contact en tenant compte de l'effet de la rugosité des surfaces a été développée. La fabrication d'un MEMS RF, sur une ligne de prototypage industriel 200 mm, encapsulé au niveau du wafer et intégrant le contact Au–Ru/AlCu a été réalisée avec succès. La solution proposée démontre un fort potentiel pour la fabrication d'une nouvelle génération de MEMS RF avec des performances accrues en comparaison des dispositifs actuellement sur le marché.

**Mots-clés :** MEMS RF, micro-contacts électromécaniques, intégration, fiabilité



*Il n'y a pas de problèmes, il existe que des solutions. Le problème c'est d'en trouver une!*

(Jean-Paul RAMOND)



# REMERCIEMENTS

Je tiens à offrir mes plus sincères remerciements à mes directeurs de recherche, les professeurs François Boone et Serge Ecoffey. François, merci pour m'avoir offert l'opportunité d'intégrer ton équipe de recherche. Ton soutien, ta disponibilité et ton expertise en radio-fréquences m'ont permis de sortir avec une expérience très riche. Serge, je serais toujours reconnaissant pour ta confiance et ton encadrement.

Je tiens à remercier Pr Luc Fréchette, Pr Serge Charlebois et Pr Laurent Bechou pour les discussions scientifiques enrichissantes ainsi que les analyses pertinentes qui m'ont permis de progresser et de surpasser les objectifs de cette thèse. Je remercie également Pr Julien Sylvestre pour avoir accepté de faire partie de mon comité d'encadrement, votre cours sur la fiabilité des microsystèmes est très formateur. J'adresse mes remerciements distingués au brillantissime Farouk Maaboudallah. J'ai beaucoup appris de notre collaboration en lien avec l'étude des contacts rugueux. Je serais toujours honoré de travailler ensemble.

J'aimerais également exprimer mes remerciements aux membres impliqués dans le projet RF-MEMS. D'abord, Jacques Renaud pour son accompagnement et son engagement durant la phase de fabrication, Paul Gondcharton pour son support notamment pour les collages Al-Ge, Marc Guilmain principalement pour la gravure du ruthenium et Mohamed Boucherit pour son soutien continu lors de la fabrication des masques de photolithographie. Ensuite, je tiens à remercier toutes les personnes qui ont contribué de près ou de loin pour mener à bien le projet RF-MEMS. Aussi, j'adresse mes remerciements au personnel technique des plateformes 3IT.nano et 3IT.micro, vous avez créé un environnement recherche et très convivial. Merci pour votre soutien et vos formations qui m'ont permis d'avoir une autonomie de travail. René Labrecque, Félix Lalumière, Marie-Josée Gour, Étienne Paradis, Pierre Langlois, Denis Pellé, Caroline Roy, Étienne Grondin, Guillaume Bertrand et Daniel Blackburn, merci.

Une pensée d'admiration à mon grand-père que Dieu accueille son âme dans son vaste paradis. Je tiens à remercier du fond du cœur ma précieuse mère, mon père, ma chère fiancée, mon frère et mes cousins qui m'ont soutenu et encouragé de manière inconditionnelle durant tout ce temps.



# TABLE DES MATIÈRES

<b>1 INTRODUCTION</b>	<b>1</b>
1.1 Les commutateurs RF-MEMS	1
1.2 Contexte du projet doctoral et hypothèse de recherche	4
1.3 Contributions	5
1.4 Plan du manuscrit	6
<b>2 ÉTAT DE L'ART</b>	<b>9</b>
2.1 Performances à chaud de MEMS RF à contact ohmique	9
2.2 Métaux de contact	12
2.3 Modes et mécanismes de défaillance du contact électromécanique	14
2.3.1 Fermeture du contact à chaud ( <i>leading edge</i> )	14
2.3.2 Ouverture du contact à chaud ( <i>trailing edge</i> )	17
2.3.3 Environnement d'opération	18
2.4 Modélisation du comportement électromécanique des micro-contacts rugueux	19
2.4.1 Topographie de surface	19
2.4.2 Contact mécanique	25
2.4.3 Contact électrique	26
2.5 Conclusion	28
<b>3 CARACTÉRISATION DE LA TOPOGRAPHIE DE SURFACE DES MICRO-CONTACTS</b>	<b>31</b>
3.1 Avant propos de l'article 1	31
3.2 Article 1 : Spectral analysis of the topography parameters for isotropic Gaussian rough surfaces applied to gold coating	33
3.2.1 Abstract	33
3.2.2 Introduction	33
3.2.3 Methods for the characterization of the topography parameters	36
3.2.4 Results and discussion	42
3.2.5 Conclusion	49
3.2.6 Additional material	50
<b>4 SIMULATION DU CONTACT ÉLECTROMÉCANIQUE</b>	<b>57</b>
4.1 Introduction	57
4.2 Extraction des paramètres de topographie de la surface d'Au	59
4.3 Résultats et discussion	60
4.4 Conclusion	68
<b>5 FABRICATION ET CARACTÉRISATION D'UN CONTACT AU-RU/ALCU POUR LES MICRO-COMMUTATEURS MEMS RF</b>	<b>71</b>
5.1 Avant propos de l'article 2	71

<b>5.2 Article 2 : Characterization of a wafer-level packaged AuRu/AlCu contact for micro-switches</b> . . . . .	<b>73</b>
<b>5.2.1 Abstract</b> . . . . .	73
<b>5.2.2 Introduction</b> . . . . .	73
<b>5.2.3 Design and analysis</b> . . . . .	75
<b>5.2.4 Fabrication</b> . . . . .	76
<b>5.2.5 Measurements and discussion</b> . . . . .	79
<b>5.2.6 Conclusion</b> . . . . .	88
<b>5.2.7 Appendix</b> . . . . .	89
<b>5.2.8 Acknowledgments</b> . . . . .	93
<b>5.2.9 Matériel supplémentaire</b> . . . . .	94
<b>6 CONCLUSION ET PERSPECTIVES</b> . . . . .	<b>97</b>
<b>6.1 Synthèse générale</b> . . . . .	97
<b>6.2 Originalités</b> . . . . .	99
<b>6.3 Perspectives</b> . . . . .	100
<b>A Annexe</b> . . . . .	<b>103</b>
<b>A.1 Modèles des aspérités élastiques</b> . . . . .	103
<b>A.2 Modèles des aspérités plastiques</b> . . . . .	109
<b>A.3 Résistance électrique de contact</b> . . . . .	110
<b>A.4 Dérivation de la solution analytique du contact élastique pour le modèle</b> <b><math>GW_{Ext}^E</math></b> . . . . .	<b>111</b>
<b>LISTE DES RÉFÉRENCES</b> . . . . .	<b>113</b>



# LISTE DES FIGURES

1.1	Exemples de dispositifs MEMS : a) Micro-turbine [1, 2]. b) Micro-pince avec une force de préhension de 40 mN pour les applications médicales, l'actionnement est généré par un alliage à mémoire de forme Ni-Ti-Cu [3]. c) Accéléromètre de Bosch pour les applications automobiles( <a href="https://www.bosch-mobility-solutions.com/en/solutions/electronic-components/mems-sensors/">https://www.bosch-mobility-solutions.com/en/solutions/electronic-components/mems-sensors/</a> ). d) Micro-miroirs (DMD) de Texas Instruments pour le traitement de l'information optique [4]. e) Atténuateur 8-bit pour les télécommunications [5]. f) Microscope à sonde à balayage, équivalent à un AFM, utilisé par la NASA durant la mission Phoenix pour mesurer la topographie de la surface de Mars [6, 7]. . . . .	2
1.2	Représentation d'un MEMS RF (a) capacitif et (b) ohmique ainsi que leur schémas électrique et mécanique équivalents [8]. . . . .	3
2.1	Durée de vie à chaud de MEMS RF académiques et industriels en fonction de la puissance. Les tests sont effectués en DC (carré) ou en RF (cercle). La taille des marqueurs est inversement proportionnelle à la résistance électrique de contact. À noter que tous les modes de défaillances reportés sont liés à la région du contact. . . . .	11
2.2	L'ECR en fonction de la force de contact pour cinq paires de contact. La différence entre les courbes de chargement et de déchargement, pour une même paire de contact, est attribuée aux déformations plastiques et aux forces d'adhésion [9]. . . . .	12
2.3	Évolution de l'ECR et de la force d'adhésion en fonction du nombre de cycles opérés pour les contacts (a) Au–Au et (b) Au–Ru [9]. . . . .	13
2.4	(a) Effet de $V_{oc}$ sur le transfert de matière durant les phases de fermeture et d'ouverture à chaud, après $10^6$ cycles. La vitesse de basculement est de $4400 \mu\text{m/s}$ et le courant à l'état bas est fixé à 77 mA. (b) État des surfaces de contact soumises à 50 cycles à chaud avec une vitesse de basculement réduite à $8 \text{ nm/s}$ [10, 11]. . . . .	16
2.5	Schématisation de l'effet de l'arc durant la phase d'ouverture du contact Ag–Ag [12]. . . . .	17
2.6	Illustration de (a) l'asymétrie ( <i>skewness</i> ) et de (b) l'aplatissement ( <i>kurtosis</i> ) en comparaison d'une distribution Gaussienne ( $S_k = 0, K_u = 3$ ). (c) Représentation qualitative du profil de surface pour différentes valeurs de $S_k$ et $K_u$ [13]. . . . .	20
2.7	(a) Influence de $H$ et $\lambda_0$ sur la forme de la PSD. Les surfaces rugueuses et leurs profils 1D respectives, pour différentes valeurs de $H$ et $\lambda_0$ , sont illustrés dans (b) à (g). . . . .	25

2.8	(a) Comparaison entre la méthode BEM appliquée à la topographie d'une surface d'au mesurée à l'AFM et 1000 surfaces générées numériquement. (b) Fraction de l'aire réelle de contact en fonction du chargement normalisé pour différentes implémentations de la méthode BEM, les modèles GWs, BGT et la théorie de Persson, appliquée à une surface générée numériquement. [14]	27
3.1	Theoretical power spectral density of a rough surface with a long-distance roll-off.	41
3.2	SEM images of Au rough surface at (a) high and (b) low magnifications.	43
3.3	Distribution of the measured diameters of Au particles.	43
3.4	AFM measurements on Au surface at different scanning lengths and resolutions.	44
3.5	The HDF and ACF of Au micro-surface : (a) a comparison between the normalized HDF of the measured rough surfaces (red curve) and the standard Gaussian distribution (black curve). (b) A comparison between the ACF from the measured rough surface (red curve) and the Gaussian ACF (black curve) with $\beta = 36$ nm.	45
3.6	Power spectral densities of Au rough surfaces with various scan lengths and resolutions : (a) the measured 2D-PSD and (b) the radially averaged 2D-PSD of surfaces in Fig. 3.4	47
3.7	Distribution of summit heights of Au surface : a comparison between the DC, ACF-based and PSD-based methods.	48
3.8	Topography parameters derived using DC, ACF-based and PSD-based methods on Au rough surfaces with three scan lengths and three resolutions.	53
3.9	The generated rough surface : (a) 2D profile (b) 1D profile.	54
3.10	The HDF and ACF functions for the generated rough surface : (a) comparison between the normalized HDF of the generated rough surface (red curve) and the standard Gaussian distribution (black curve). (b) Comparison between the measured ACF from the generated rough surface (red curve) and the Gaussian ACF (black curve) with $\beta = 35$ nm.	54
3.11	Power spectral density of rough surface : (a) the measured 2D-PSD from the generated surface and (b) the radially averaged PSD showing a plateau for $q_L < q \leq q_0$ and a linear region for $q_0 < q \leq q_s$ .	55
3.12	Distribution of summit heights of the generated surface : a comparison between the DC method considered as a reference, the ACF-based and the PSD-based methods.	55
4.1	De haut en bas : (i) analyse AFM et SEM d'une surface d'au et (ii) profile AFM 1D mettant en avant la distribution des hauteurs de surface $\phi$ et celle des aspérités $\phi_a$ .	60
4.2	Pour une aspérité d'au : (a) aire réelle et (b) rayon de contact en fonction de la force de contact.	62
4.3	Résistance électrique pour une aspérité d'au soumise à un chargement mécanique en considérant différents modèles mécanique et modes de conduction électrique.	63

4.4	Pour une surface rugueuse d' Au : (a) aire réelle et (b) rayon de contact moyen en fonction de la force de contact.	65
4.5	Pour une surface rugueuse d' Au : (a) Résistance électrique et (b) nombre d'aspérités en contact fonction de la force de contact.	67
5.1	Schematic of the ohmic RF-MEMS with a zoom on vias connecting the CPW line to the probing pads outside the seal ring. The cross sections at the contact (AA') and actuation (BB') areas are highlighted in the boxes.	76
5.2	(a) Bending profile of the reference line on the membrane (see the red line on the schematic) and (b) contact force of one inner contact with respect to actuation voltage for $g_0 = 1.2 \mu\text{m}$ and $g_c = 0.7 \mu\text{m}$ .	76
5.3	(a) Pull-in and release voltages, and (b) the mechanical load at one inner contact with respect to the initial gap.	77
5.4	Fabrication sequence of the WLP MEMS.	78
5.5	From left to right are presented : combined optical-laser micrograph, using the Keyence VK-X1100 confocal microscope, of (i) a fully packaged cell with the RF-MEMS of interest located at the top (dashed red line highlights the reference planes for the die scale RF measurements), (ii) a debonded device and MEMS sides, and (iii) SEM images of Au and Ru/AlCu electrodes of contact.	78
5.6	WLP RF-MEMS mounted on PCB for DC and RF tests. The wirebonded Si die is highlighted in the inset.	79
5.7	(a) Schematic of the RF-MEMS (DUT) under DC actuation-release test, (b) the waveform of the test signals $V_a$ and $I_c$ , and (c) the measured $R_c$ .	81
5.8	(a) Comparison between the measured S-parameters of the RF-MEMS in the ON-State and the shorted CPW line. (b) Measured S-parameters of the RF-MEMS in the OFF-State.	81
5.9	Measured S-parameters the wirebonded RF-MEMS on PCB in (a) the ON-State and (b) the OFF-State.	82
5.10	(a) Schematic and (b) optical image of the experimental setup for power handling capability tests.	82
5.11	(a) Evolution of the actuation-release characteristic with power for DUT1. The forward and reverse curves are represented by solid and dashed lines respectively. (b) The electrical resistance of contact measured at $V_a = 90$ V, as function of RF power. A qualitative description of the evolution of $R_c$ is given by the dashed red curve.	83
5.12	SEM and EDX analysis of the contact pairs after testing in hot switching at 2 GHz. (a) Au and (b) Ru/AlCu contacts after cycling at 2.5 W (DUT1). (c) Au and (d) Ru/AlCu contacts after $6 \times 10^6$ cycles under a constant RF power of 0.1 W (DUT2).	84
5.13	The temperatures and the open circuit voltage as functions of the incident RF power for $R_c = 0.25 \Omega/\text{Contact}$ .	85

5.14	Evolution of the electrical resistance of contact of DUT2. Aging performed with $V_a = 90$ V and under a constant RF power of 0.1 W in hot switching. A qualitative representation of the evolution of $R_c$ is given by the dashed red curve. . . . .	87
5.15	(a) SEM image of the test structure consisting of patterned Au strips, showing the dependence of the hillock density on the width of the Au features.(b) Hillock density in $100 \times 100 \mu\text{m}^2$ area. . . . .	88
5.16	Axisymmetric mesh for two cylinders making contact at a circular $\alpha$ -spot with radius $r_\alpha$ . . . . .	90
5.17	Electrical potential (right) and temperature (left) distributions within a Au–Au contact pair with $r_\alpha = 50$ nm. . . . .	90
5.18	Voltages and temperatures in the vicinity of (a) Au–Au and (b) Au–Ru/AlCu contacts under $I_c = 280$ mA. . . . .	91
5.19	(a) MEMS RF encapsulés au niveau d'un wafer 200 mm. (b) Montage expérimental automatisé pour les tests électriques en DC . Il combine (i) une <i>probe card</i> spécialement conçue pour caractériser les dispositifs 3D présentés en (a), (ii) un PCB intermédiaire pour la redistribution des signaux de la <i>probe card</i> vers (iii) une matrice de commutation Keithley 707B, (iv) un système de caractérisation électrique Keithley4200 scs doté de 4 <i>source measurement units</i> et (v) un <i>chuck</i> mobile . Le montage est relié par liaison GPIB et contrôlé via le logiciel KITE de Keithley. . . . .	95
5.20	Mapping de (a) la tension d'activation, (b) la tension de relâchement et (c) la résistance électrique de contact. Leurs distributions respectives sont présentées dans (d), (e) et (f). . . . .	96
6.1	Performances du MEMS RF fabriqué dans le cadre de mes travaux de recherche (cercle rouge) comparées aux résultats des dispositifs industriels de la figure 2.1 . . . . .	99
A.1	À gauche : une illustration d'une surface rugueuse représentée par un ensemble d'aspérités identiques, de hauteurs aléatoires et de rayon de courbure $R_a$ en contact avec un plan rigide. Le minimum de la surface est pris comme plan de référence. À droite : la déformation d'une seule aspérité. . . . .	104
A.2	Vue en coupe d'une aspérité sinusoïdale considérée dans les modèles de Zhang et al [15]. . . . .	105
A.3	Surface rugueuse, approchée par des sinusoïdes, en contact avec un plan rigide, mettant en avant les différentes quantités définies pour le modèle $\text{GW}_{Ext}^E$ [15]. . . . .	107

# LISTE DES TABLEAUX

1.1	Comparaison des performances des MEMS RF ohmiques à ceux des composants <i>solid-state</i> et des commutateurs électromécaniques [16, 17]. . . . .	3
1.2	Cahier des charges du MEMS RF ohmique visé. . . . .	4
3.1	Statistical quantities from AFM measurements on Au rough surface at different scan lengths and resolutions : the standard deviation $\sigma$ , the maximum height, the skewness and the excess kurtosis. . . . .	45
3.2	Topography parameters of Au surface estimated by DC, ACF-based and PSD-based methods. . . . .	48
3.3	Topography parameters of the generated surface estimated by DC, ACF-based and PSD-based methods. . . . .	52
4.1	Propriétés physiques utilisés dans les simulations mécaniques et électriques. $\rho$ , $\lambda_e$ , $E^*$ et $H$ font référence à résistivité électrique, le libre parcours moyen des électrons dans le métal, le module de Young réduit et dureté mécanique, respectivement. . . . .	59
5.1	Comparison of the lifetime of series-contact RF-MEMS under hot switching. . . . .	88
5.2	Physical properties of the contact metals [18]. $T_{soft}$ ( $V_{soft}$ ) and $T_{melt}$ ( $V_{melt}$ ) refers to the softening and melting temperatures (voltages) respectively. . . . .	93



# LISTE DES ACRONYMES

---

<b>Acronyme</b>	<b>Définition</b>
3IT	Institut Interdisciplinaire d'Innovation Technologique
AC	Alternative Current
ACF	Auto-Correlation Function
AFM	Atomic Force Microscopy
DC	Direct Current
ECR	Electrical Contact Resistance
HDF	Height Distribution Function
MEMS	MicroElectroMechanicalSystems
PSD	Power Spectral Density
RF	Radio Frequency
SEM	Scanning Electron Microscopy
WLP	Wafer Level Packaging

---





# CHAPITRE 1

## INTRODUCTION

### 1.1 Les commutateurs RF-MEMS

Les systèmes électromécaniques, ou *Micro-Electro-Mechanical-Systems* (MEMS), utilisent les techniques de fabrication de la microélectronique pour créer des capteurs [19, 20, 21, 22], des actionneurs [23, 24], ou des systèmes plus complexes tels les micro-miroirs [4], les micro-turbines [25, 2] et les micro-moteurs [26]. En plus de la miniaturisation des dispositifs déjà existants les MEMS offrent également de nouvelles fonctionnalités et des performances accrues en comparaison des composants électroniques à semiconducteurs. Depuis leur apparition dans les années 1970s leur développement dans les domaines automobile [27], médical [28], spatial [6] et militaire [29, 30, 31] est en croissance continue. Des exemples de dispositifs utilisés dans différents domaines sont présentés dans la figure 1.1.

Pour les applications radiofréquences (RF), l'intégration de composants tels les diodes PIN, les transistors FETs et les commutateurs électromagnétiques devient limitée par leur consommation énergétique, leur masse ou leurs dimensions (voir le tableau 1.1). Dans le domaine spatial le prix pour transporter la charge utile dans l'espace, soit un système de télécommunication intégrant des amplificateurs, des commutateurs et des filtres, est d'environ \$20,000/Kg [32]. D'autre part, les protocoles de la 5G doivent opérer à des fréquences au-delà de 6 GHz tout en conservant une basse consommation énergétique [5]. Les RF-MEMs permettent d'implémenter des composants RF passifs hautement configurables adaptés pour les systèmes de télécommunication. L'exemple d'un atténuateur RF configuré sur 8-bits, constitué de 8 commutateurs MEMS RF à contact ohmique, activés de façon électrostatique et dont la consommation électrique théorique est nulle,  $<0.1$  mW en pratique, est présenté dans la figure. 1.1e.

Les MEMS RF sont conçus pour réaliser des interrupteurs ou des capacités variables sur les lignes de transmissions radiofréquences (voir la figure 1.2) s'intégrant dans des systèmes plus complets tels les réseaux d'antennes reconfigurables [33], les filtres réglables en fréquence [34, 35] ou les matrices de commutation [36, 37]. Les MEMS capacitifs, ou *varactors* pour *variable capacitor*, sont généralement montés en *shunt* et offrent un rapport entre la capacité à l'état bas et à l'état haut supérieur à 400 [38, 39]. Ils sont définis par deux électrodes métalliques séparées par une distance micrométrique. L'électrode fixe est

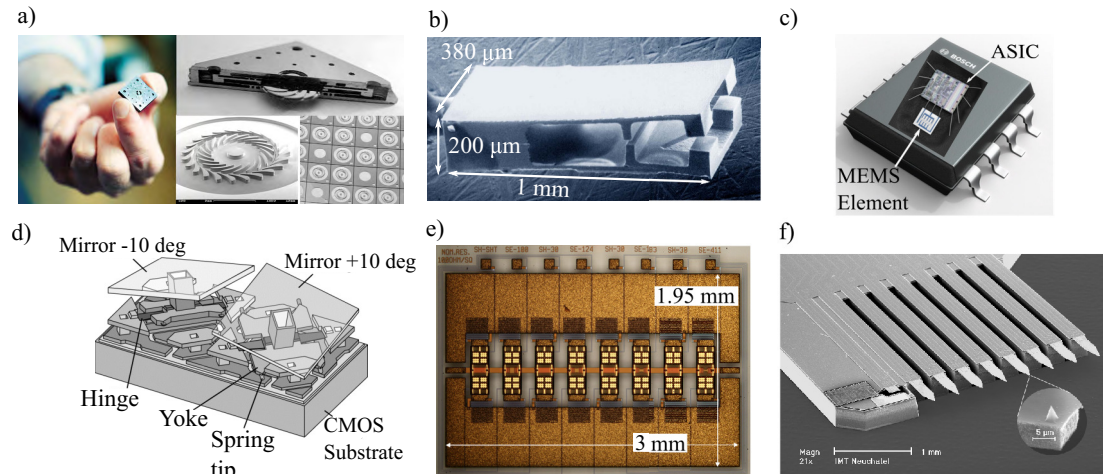


FIGURE 1.1 Exemples de dispositifs MEMS : a) Micro-turbine [1, 2]. b) Micro-pince avec une force de préhension de 40 mN pour les applications médicales, l'actionnement est généré par un alliage à mémoire de forme Ni-Ti-Cu [3]. c) Accéléromètre de Bosch pour les applications automobiles (<https://www.bosch-mobility-solutions.com/en/solutions/electronic-components/mems-sensors/>). d) Micro-miroirs (DMD) de Texas Instruments pour le traitement de l'information optique [4]. e) Atténuateur 8-bit pour les télécommunications [5]. f) Microscope à sonde à balayage, équivalent à un AFM, utilisé par la NASA durant la mission Phoenix pour mesurer la topographie de la surface de Mars [6, 7].

protégée par un diélectrique pour un meilleur contrôle de la capacité à l'état bas. La qualité du diélectrique conditionne le bon fonctionnement du composant : un isolant de moindre qualité privilégie le piègeage des charges électriques ce qui modifie la tension d'activation du MEMS et peut le contraindre à rester actionné ou ouvert de façon permanente [17]. Il est alors recommandé d'utiliser un oxyde conducteur ou parfaitement isolant pour palier au problème. Des piliers mécaniques ou stoppeurs peuvent être rajoutés au composant pour éviter le contact entre les deux électrodes du MEMS RF et minimiser les courants de fuites.

Les MEMS RF à contact ohmique sont souvent montés en série et assurent la fonction d'interrupteur sur une ligne de transmission RF. En plus d'être plus compacts et faciles à intégrer en comparaison des macro-relais, les MEMS RF électrostatiques ont une consommation inférieure à 0.1 mW. Ils possèdent une résistance de contact inférieure à  $1 \Omega$  à l'état bas et une capacité de quelques femto-farads à l'état haut, ce qui se traduit par de faibles pertes d'insertion, une grande isolation et une fréquence de coupure de l'ordre du THz [16]. En outre, les techniques de microfabrication à haut volume permettent de réduire considérablement les coûts de fabrication, et l'étape d'encapsulation peut directement être

TABLEAU 1.1 Comparaison des performances des MEMS RF ohmiques à ceux des composants *solid-state* et des commutateurs électromécaniques [16, 17].

Caractéristiques	RF-MEMS	FET	Diode PIN	EMR SMA
Taille	Petit	Très petit	Petit	Large
Résistance électrique ( $\Omega$ )	0.5	1-5	0.1	0.5
Capacité à l'état ouvert (fF)	1-6	70-140	40-80	<1
Puissance à chaud (W)	2	0.5	5	35
Temps de commutation ( $\mu s$ )	0.5-200	0.01-0.1	0.01-0.1	1000-40000
Durée de vie ( $10^8$ cycles)	>1	10	10	0.001-0.02
Puissance consommée (mW)	0.05-0.1	0.05-0.1	5-100	>10
Fréquence max. du signal (GHz)	70	4	20	40
Pertes d'insertion (dB)	0.25	0.5	0.5	0.1
Isolation (dB)	40	30	30	80
Prix pour un SPDT (\$)	8-20	0.5-4.5	0.9-8	38-90

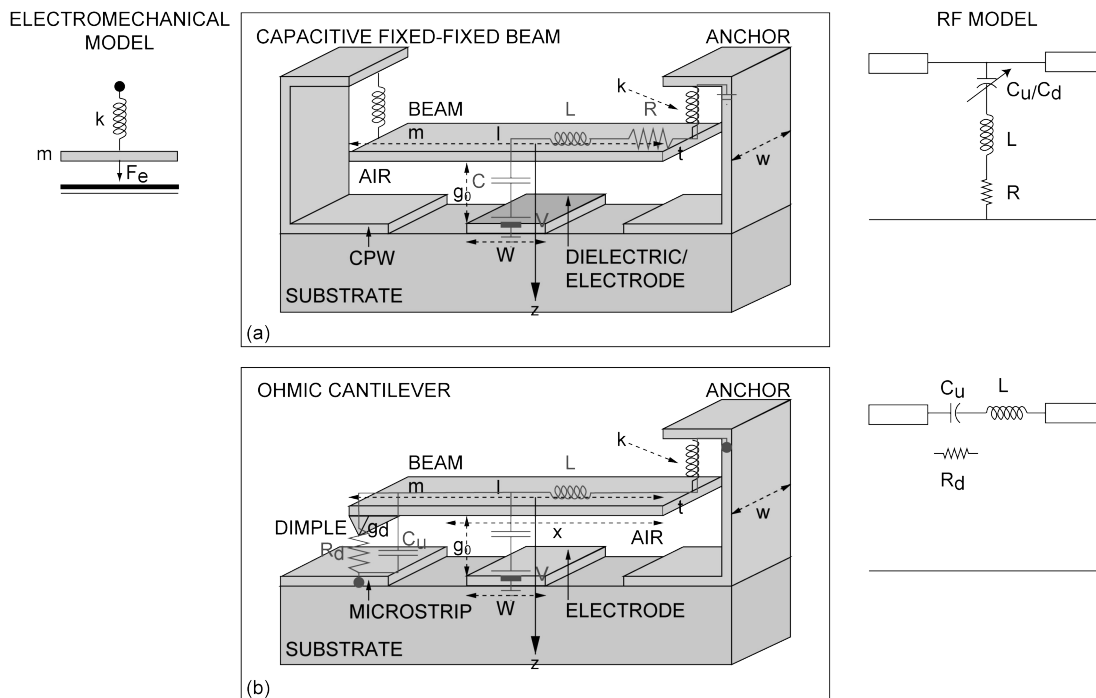


FIGURE 1.2 Représentation d'un MEMS RF (a) capacitif et (b) ohmique ainsi que leur schémas électrique et mécanique équivalents [8].

réalisée au niveau de la gaufre de Si pour un meilleur contrôle de l'environnement direct du MEMS. La technologie MEMS est à priori adaptée pour la fabrication d'une nouvelle génération de micro-commutateurs RF robuste, compacte et qui consomme peu d'énergie.

Malgré les résultats prometteurs introduits par la littérature scientifique il n'existe jusqu'à présent que trois dispositifs industriels avec des performances acceptables [40]. En outre,

ces derniers présentent des performances réduites en comparaison de leurs homologues académiques. En effet, les dispositifs académiques sont souvent non-encapsulés [41, 42, 43, 44, 45, 46, 47, 48] et utilisent des procédés de fabrication qui ne sont pas compatibles avec une production à grande échelle. L'encapsulation a pour rôle d'être hermétique sans altérer la performance RF et doit alors être conçue conjointement au micro-commutateur. D'autre part, le contact électromécanique est la région la plus critique du MEMS RF, il définit les performances et la durée de vie du composant. Les métaux de contact doivent présenter une faible résistivité électrique, une bonne résistance à l'oxydation et un minimum d'adhésion. De plus, les étapes de fabrication des paires de contact doivent être compatibles avec le procédé de fabrication du MEMS RF.

## 1.2 Contexte du projet doctoral et hypothèse de recherche

Le projet MEMS RF est une collaboration entre l'université de Sherbrooke (UdS), l'université de Waterloo (UoW), le centre de collaboration MiQro innovation (C2MI) à Bromont et Teledyne DALSA. Il vise à réaliser un MEMS RF ohmique encapsulé au niveau de la gaufre Si avec une durée de vie et des performances RF accrues en comparaison des dispositifs actuels. Les principales caractéristiques du MEMS RF visé sont présentées dans le tableau 1.2. Ce MEMS RF serait une brique élémentaire pour des systèmes de tests automatisés et de télécommunications.

Premièrement, on notera que la majorité des mécanismes et modes de défaillance reportés dans la littérature [41, 42, 43, 44, 45, 46, 47, 48] sont en lien avec la région du contact électrique. Aussi, il est établi que le contact Au–Ru est mieux adapté pour les applications

TABLEAU 1.2 Cahier des charges du MEMS RF ohmique visé.

Paramètres	les spécifications souhaitées
Durée de vie ( $10^8$ cycles)	$>1$
Fréquence (GHz)	DC à 20
Encapsulation	scellé hermétiquement, $10^{-6}$ atm cm <sup>3</sup> /sec
Température de fonctionnement (°C)	-20 à 85
Résistance à l'état haut/bas ( $\Omega$ )	$0.5/10^9$
Temps de commutation (ms)	$<1$
Puissance consommée (mW)	$<0.1$
Puissance à chaud (W)	1
Pertes d'insertion à 12 GHz (dB)	$<1$
Isolation à 12 GHz (dB)	$>20$

utilisant des forces de contact et de rappel inférieures à  $\sim 300 \mu\text{N}$  [49, 9, 43]. Deuxièmement, une structure mobile en Si monocristallin permet de pallier les problèmes d'usures observés pour les structures métalliques [4] et de réduire les déformations liées à la relaxation du stress mécanique reportées pour celles-ci [50, 17]. Finalement, l'encapsulation du MEMS RF est primordiale pour son intégration dans des systèmes plus complets. Le collage eutectique Al–Ge est une solution particulièrement adaptée aux MEMS de par la compatibilité des métaux de collage avec les procédé de fabrication des circuits CMOS, et les faibles températures de collage  $< 500 \text{ }^\circ\text{C}$  [51].

L'objectif du sujet de recherche est d'évaluer l'utilisation du contact Au–Ru/AlCu pour les applications MEMS RF, ainsi que son intégration à un procédé de fabrication industriel incluant une étape de collage eutectique Al–Ge. Cet objectif peut alors être scindé en quatre sous-objectifs :

1. Présenter une définition rigoureuse de la topographie des surfaces de contact ;
2. Tenir compte de l'effet de la rugosité dans l'estimation de la résistance électrique de contact ;
3. Intégrer le contact Au–Ru/AlCu dans des structures MEMS RF fabriquées en Si monocristallin épais de  $30 \mu\text{m}$  fabriquées sur une ligne de prototypage 200 mm ;
4. Étudier la fiabilité de rendement du dispositif et la durée de vie du contact électromécanique.

## 1.3 Contributions

- Développement d'une approche originale, basée sur l'analyse spectrale, pour le calcul des paramètres de topographie de surface des micro-contacts métalliques,
  - Développement d'une méthodologie pour estimer la surface réelle et la résistance électrique de contact pour les micro-commutateurs de type MEMS,
  - Réalisation de MEMS RF encapsulés au niveau du wafer et fabriqués sur une ligne de prototypage industriel 200 mm :
    - Conception et simulation de MEMS RF,
    - Participation à la création du *process design kit* (PDK) incluant le document de règles de dessin et le script de vérification des *layouts*,
    - Mise en commun des différents *layouts* de 4 concepteurs pour la génération des masques,
    - Participation active à l'amélioration du procédé de fabrication, notamment la fiabilité de rendement,
-

- Développement de bancs de tests :
  - Caractérisation électrique des différents *designs* au niveau de la gaufre (i.e., *mapping*) de manière automatisée,
  - Tests de vieillissement, avec un maximum de six composant en parallèle, sous différentes puissances RF avec mesures DC.

## 1.4 Plan du manuscrit

Ce manuscrit est une thèse par article constituée de six chapitres. L'introduction situe les commutateurs MEMS RF à contact ohmique par rapport aux technologies existantes et présente les principaux défis à relever pour cette nouvelle technologie afin d'arriver à maturité.

Le deuxième chapitre constitue une revue de l'état de l'art. Il présente une vue d'ensemble des dispositifs MEMS RF ohmiques, académiques et industriels, et analyse leurs principales limitations. Ensuite, une attention particulière est accordée au contact électromécanique rugueux qui représente la région critique des dispositifs MEMS RF. Les principales métallurgies de contact sont discutées sur la base des essais expérimentaux, avant de rappeler (i) la définition d'une surface rugueuse, (ii) les modèles mécaniques et électriques utilisées pour l'estimation de la résistance de contact et (iii) les modes et mécanismes de défaillance associés au contact électromécanique rugueux.

Le troisième chapitre est un article publié dans le journal «*Tribology international*» sous le titre «*Spectral analysis of the topography parameters for isotropic Gaussian rough surfaces applied to gold coating*» et qui résume nos travaux sur l'étude des surfaces rugueuses. Il introduit une approche robuste pour extraire les caractéristiques des aspérités, i.e., la densité, le rayon de courbure moyen et la distribution de leur hauteur, tout en réduisant la dépendance des résultats à la résolution de l'appareil de mesure. Ces paramètres pourront ensuite être utilisés pour une prédiction réaliste de la résistance électrique.

Le quatrième chapitre traite du contact électromécanique dans les MEMS RF. Il introduit une méthodologie originale, utilisant les résultats du troisième chapitre, pour estimer l'aire réelle de contact puis la résistance électrique associée en considérant la topographie mesurée.

Le cinquième chapitre est un article publié dans le journal «*Journal of Microelectromechanical Systems*» et porte le titre de «*Characterization of a wafer-level packaged Au-Ru/AlCu contact for micro-switches*». Dans cette publication sont présentés les résultats de carac-

---

---

térisation et de fiabilité du contact Au–Ru/AlCu intégré dans un procédé de fabrication MEMS compatible avec une ligne de fabrication industrielle.

La conclusion résume les principaux résultats obtenus dans le cadre de cette thèse de doctorat. Quelques perspectives d'études de recherche et des pistes d'améliorations pour le développement du MEMS RF ohmique «idéal» sont discutées.

---





# CHAPITRE 2

## ÉTAT DE L'ART

Ce chapitre passe en revue les MEMS RF à contact ohmique, académiques et industriels, et discute de leurs performances. Une des limitations intrinsèques majeures des MEMS RF est la fiabilité du contact électrique. Ce dernier aspect influe les performances et conditionne la durée de vie des composants. Premièrement, les différentes métallurgies de contact sont discutées sur la base d'essais expérimentaux. Nous aborderons ensuite les modes et mécanismes de défaillance des micro-contacts électromécaniques. Deuxièmement, étant donné son aspect critique, le contact électromécanique rugueux sera traité d'un point de vue fondamental. En effet, quand deux micro-surfaces rugueuses rentrent en contact, les chargements mécaniques sont supportés par les aspérités, i.e., maxima locaux, les plus hautes et la surface de contact ne représente qu'une fraction de l'aire apparente. Une introduction à la topographie des surfaces de contact est présentée suivi d'une discussion sur les différentes approches pour modéliser le comportement mécanique et électrique des micro-contacts rugueux. La prédiction de l'aire réelle et des pressions de contact permettrait (i) une meilleure compréhension des défaillances à l'échelle micro- et nano-métrique et (ii) le bon dimensionnement de la région du contact.

### 2.1 Performances à chaud de MEMS RF à contact ohmique

Une recherche active s'est construite autour des MEMS à contact ohmique depuis que Zavracky et al. [41] ont présenté un procédé de fabrication simple, utilisant cinq masques de lithographie, afin de fabriquer une micro-membrane d'Au suspendue par dessus une électrode d'activation statique pour réaliser la fonction d'interrupteur.

Pratiquement, les MEMS à contact ohmique ont deux modes de fonctionnement dits à froid et à chaud. Dans le premier la tension d'activation et le signal utile sont synchronisés de façon à maintenir une tension à circuit ouvert nulle lors des phases de commutation. Le second mode de fonctionnement ne nécessite pas de synchronisation entre les différents signaux, et la durée de vie du dispositif est réduite par la présence d'un champ électrique à l'ouverture et la fermeture du contact. La suite du document couvre principalement les dispositifs opérant à chaud, sous l'application soit d'un courant continu (DC) ou alternatif

(AC) au niveau du contact. Le critère de défaillance se traduit par une résistance électrique de contact faible ( $< 1 \Omega$ ) ou élevée ( $\gg 1 \Omega$ ) de façon permanente.

Les micro-relais développés par Zavracky et al. [41] ont un contact Au–Au capable d’opérer  $10^7$  et  $10^6$  cycles à chaud sous des courants DC de 1 et 5 mA respectivement, tandis que la tension à circuit ouvert (i.e., *compliance voltage*)  $V_{oc}$  est maintenue en-dessous de 10 V [52]. Patel et al. [43] (2012) ont utilisé une variation du procédé de l’université de Californie à San Diego [50] pour fabriquer un MEMS à base d’Au, avec un contact Au–Ru, pouvant opérer  $10^8$  et  $10^6$  cycles à chaud sous une puissance RF de 0.1 et 0.5 W respectivement. Afin de limiter le courant vu par le contact lors des phases de commutations, Song et al. [44] (2013) ont proposé l’utilisation de deux paires de contact, en série, sur deux structures distinctes : (i) une paire de contact sacrificielle dure Pt–Pt qui bascule en premier lors de la phase de fermeture et en dernier lors de la phase d’ouverture et forme une résistance électrique en série qui limite le courant, et (ii) une paire de contact principale molle Au–Au. Cette technique [44] améliore la durée de vie du contact Au–Au en comparaison d’une implémentation avec un contact simple. Cependant la durée de vie à chaud reste autour de  $10^6$  et  $10^5$  cycles pour des configurations  $V_{oc}/\text{courant}$  de 2 V/2 mA et 10 V/10 mA respectivement. Song et al. [45] ont amélioré leur dispositif en intégrant les deux contacts, en parallèle, dans la même membrane en porte-à-faux. Cette technique, dite *zipping technique*, offre une meilleure synchronisation du basculement des paires de contact sacrificiel et principal. En plus d’absorber les décharges électriques lors de commutations à chaud, l’ajout d’une paire sacrificielle permet de réduire l’impact mécanique sur la paire principale Au–Au lors de la phase de fermeture du micro-relais. La durée de vie enregistrée pour des micro-relais avec une telle configuration est de  $2 \times 10^6$  et  $3 \times 10^5$  cycles à chaud, en DC, pour 10 V/10 mA et 5 V/50 mA respectivement. Liu et al. [46] (2016) ont intégré la *zipping technique* à un MEMS RF opérant jusqu’à 40 GHz. Les tests de vieillissement, conduits à chaud avec un signal de 2 GHz, montrent que leur composant est capable de réaliser  $10^8$  et  $5 \times 10^7$  cycles à chaud pour des puissances de 1 et 2 W respectivement, et représente la meilleure performance connue jusqu’à présent (2022).

Du côté industriel, le *single-pole single-throw micro-machined relay* (SPST MMR) d’Omron [53, 54] (2011) opère jusqu’à 10 GHz, et est capable de réaliser  $10^8$  et  $10^6$  cycles à chaud en DC sous 0.5 V/0.5 mA et 10 V/10 mA respectivement. Analog Devices [55] a présenté son *single-pole four-throw* (SP4T) ADGM1304 (2016) opérant jusqu’à 14 GHz et capable de réaliser  $5.16 \times 10^9$ ,  $3.21 \times 10^6$  et  $3.9 \times 10^5$  cycles à chaud sous des puissances respectives de 0.01, 0.03 et 0.1 W. La durée de vie de l’ADGM1304 à froid est supérieure à  $10^9$  cycles. Menlomicro a récemment mis sur le marché son SP4T MM5130 [56] (2021)

opérant jusqu'à 26 GHz avec une durée de vie supérieure à  $3 \times 10^9$  cycles à froid sous une puissance de 25 W. Il n'est pas recommandé de l'utiliser en fonctionnement à chaud [56].

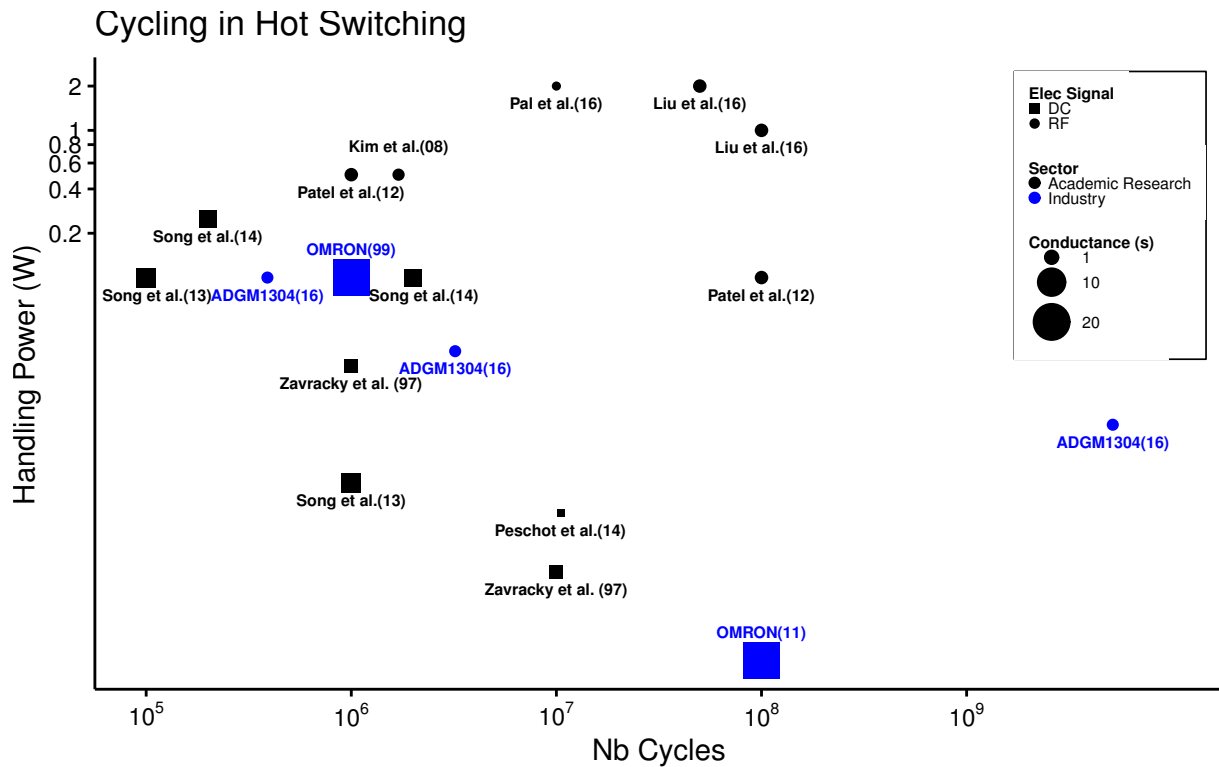


FIGURE 2.1 Durée de vie à chaud de MEMS RF académiques et industriels en fonction de la puissance. Les tests sont effectués en DC (carré) ou en RF (cercle). La taille des marqueurs est inversement proportionnelle à la résistance électrique de contact. À noter que tous les modes de défaillances reportés sont liés à la région du contact.

La figure 2.1 résume les performances des dispositifs académiques et industriels. Tous les dispositifs académiques [41, 42, 43, 44, 45, 46, 47, 48] présentés ne sont pas encapsulés et opèrent dans un environnement de laboratoire.

Les données recueillies montrent (i) que la durée de vie des composants est réduite en DC. Nous verrons dans la section 2.3.2 qu'un transfert de matière de l'anode vers la cathode [53, 10, 11, 57] est systématiquement observé en fonctionnement DC, celui-ci modifie considérablement la topographie des électrodes de contact et entraîne une augmentation rapide de la résistance électrique de contact (ECR) en comparaison d'une configuration AC. (ii) On note également le nombre minime de dispositifs industriels dont les performances sont réduites en comparaison de leurs homologues académiques. En effet, la majorité des dispositifs académiques utilise un procédé de fabrication simplifié avec relativement peu d'étapes et où les températures sont généralement inférieures à  $200^\circ\text{C}$ . Cela offre une

grande liberté dans la conception et le choix des matériaux du MEMS RF, avec peu de défis de fabrication et d'intégration. Cependant, les procédés académiques n'incluent pas d'étape d'encapsulation et sont incompatibles avec une production à grande échelle, ce qui limite leur commercialisation. Cela explique en partie la différence entre le nombre et les performances des dispositifs industriels et académiques.

Le wafer-level packaging (WLP) est généralement adopté pour un meilleur contrôle de l'environnement d'opération du MEMS et pour permettre son intégration dans des systèmes plus complets. L'encapsulation est réalisée par collage eutectique de deux wafers de Si [58]. Les wafers sont micro-usinés pour définir la zone de collage et la cavité. Il s'en suit le dépôt et la gravure des matériaux de collage ainsi qu'une préparation adéquate de leur surface. Les températures de collage se situent entre  $\sim 230^\circ\text{C}$  et  $\sim 420^\circ\text{C}$ , et le budget thermique peut affecter le bon fonctionnement du MEMS. La solution de WLP doit donc être pensée conjointement à la conception et à la fabrication du MEMS.

## 2.2 Métaux de contact

La performance et la durée de vie du MEMS RF à contact ohmique sont conditionnées par la qualité du contact. Chen et al. [9] ont utilisé un microscope à force atomique (AFM) modifié pour caractériser électriquement les paires de contact Ir–Ir, Ru–Ru, Au–Au, Au–Ir et Au–Ru (voir la figure 2.2).

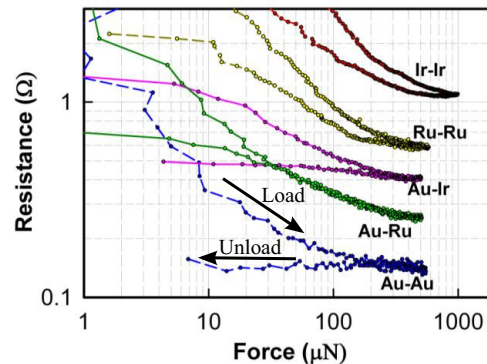


FIGURE 2.2 L'ECR en fonction de la force de contact pour cinq paires de contact. La différence entre les courbes de chargement et de déchargement, pour une même paire de contact, est attribuée aux déformations plastiques et aux forces d'adhésion [9].

Sans contrôle strict de l'environnement, il est observé que la résistance électrique de contact (ECR) augmente avec le nombre de cycles opérés, sauf pour les contacts Au–Au. Ils ont reporté la présence de contaminants sur les surfaces du Ru et de l'Ir cependant leur composition chimique n'est pas précisée. La susceptibilité aux contaminants est liée à la réactivité

des surfaces des métaux. Les surfaces Au sont connues pour être relativement inertes à la contamination, mais pas les surfaces de Ru et Ir. Par rapport aux contacts Ru–Ru, les contacts Ir–Ir présentent un taux de contamination plus important, provoquant une augmentation de la résistance de contact après seulement 500 cycles de test[9]. Cela rend l’Ir moins prometteur comme matériau de contact. L’ajout d’un écoulement d’azote immédiatement à côté de la zone de contact réduit considérablement la contamination. Sous une telle configuration, les contacts Au–Au et Au–Ru présentent une ECR initiale inférieure à  $1 \Omega$  pour atteindre  $\sim 0.4 \Omega$  après  $10^6$  cycles. Cependant, la configuration Au–Ru présente des forces d’adhésions inférieures à  $100 \mu\text{N}$  tandis que des valeurs supérieures à  $300 \mu\text{N}$  sont mesurées pour les contact Au–Au (voir la figure 2.3). Les contacts Au–Ru sont alors mieux adaptés aux applications MEMS avec des forces de rappel  $< 300 \mu\text{N}$ . À noter que les tests de cyclage sont opérés à froid sous 0 A, et l’évolution de l’ECR est attribuée à la modification de la topographie des surfaces de contact uniquement sous l’action mécanique.

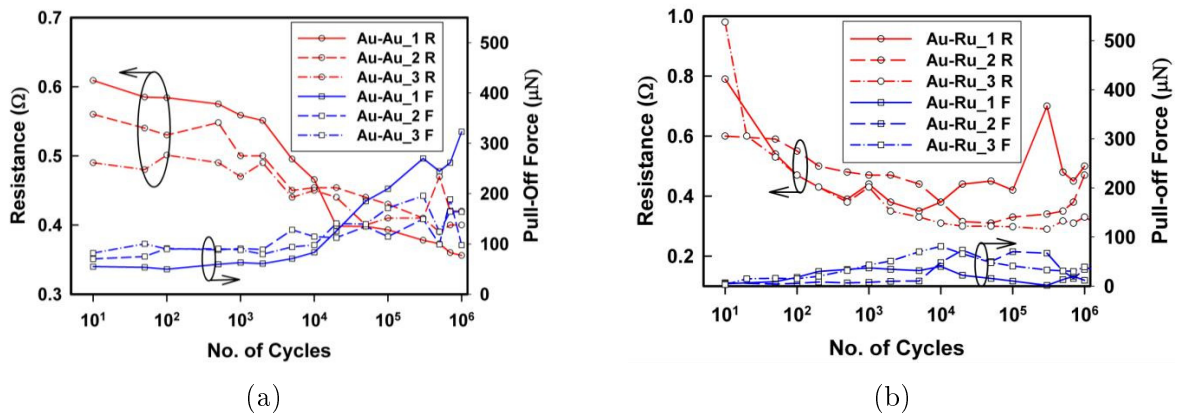


FIGURE 2.3 Évolution de l’ECR et de la force d’adhésion en fonction du nombre de cycles opérés pour les contacts (a) Au–Au et (b) Au–Ru[9].

Broué et al. [49] ont utilisé un montage équivalent à Chen et al. [9] afin de caractériser les contacts Au–Au, Ru–Ru et Au–Ru pour des courants entre 1 et 100 mA et sous des chargements allant jusqu’à  $200 \mu\text{N}$ . Il est observé que sous une même force de  $145 \mu\text{N}$ , les contacts Au–Au et Au–Ru sont capable de supporter des courants électriques respectifs de 40 et 100 mA avant d’observer une instabilité de l’ECR. Aussi, l’utilisation d’alliage d’Au faiblement dopés à  $\sim 5\%$  en Ru ou Pt permet d’avoir un bon compromis entre une ECR faible et une durée de vie prolongée en comparaison de l’utilisation de métaux nobles purs [59].

## 2.3 Modes et mécanismes de défaillance du contact électromécanique

Le contact électromécanique est le lieu de concurrence de divers phénomènes physiques. L'action mécanique, le champ électrique et l'effet Joule sont les principaux facteurs qui modifient la topographie et la composition chimique des surfaces de contact entraînant une évolution de l'ECR. Le contact électromécanique s'opère à froid ou à chaud. Dans la première configuration, le signal électrique et l'actionnement du contact sont synchronisés tels que le potentiel électrique à circuit ouvert  $V_{oc} = 0$ . Une durée de vie  $> 3 \times 10^9$  cycles et une puissance maximale de 25 W sont reportés pour le cyclage à froid [56]. Dans une configuration à chaud,  $V_{oc} \neq 0$  avant la fermeture et après l'ouverture du contact. En effet, la présence d'un potentiel électrique lors des phases de commutations réduit considérablement la durée de vie du contact, principalement en courant continu (DC) comme illustré dans la figure 2.1. Basu et al. [10, 11, 57] ont conduit une batterie de tests DC et AC (i.e., courant alternatif) à chaud sur des paires de contact Ru–Ru pour l'étude des modes et mécanismes de défaillances. Les résultats sont discutés pour les phases de fermeture et d'ouverture indépendamment ci-dessous.

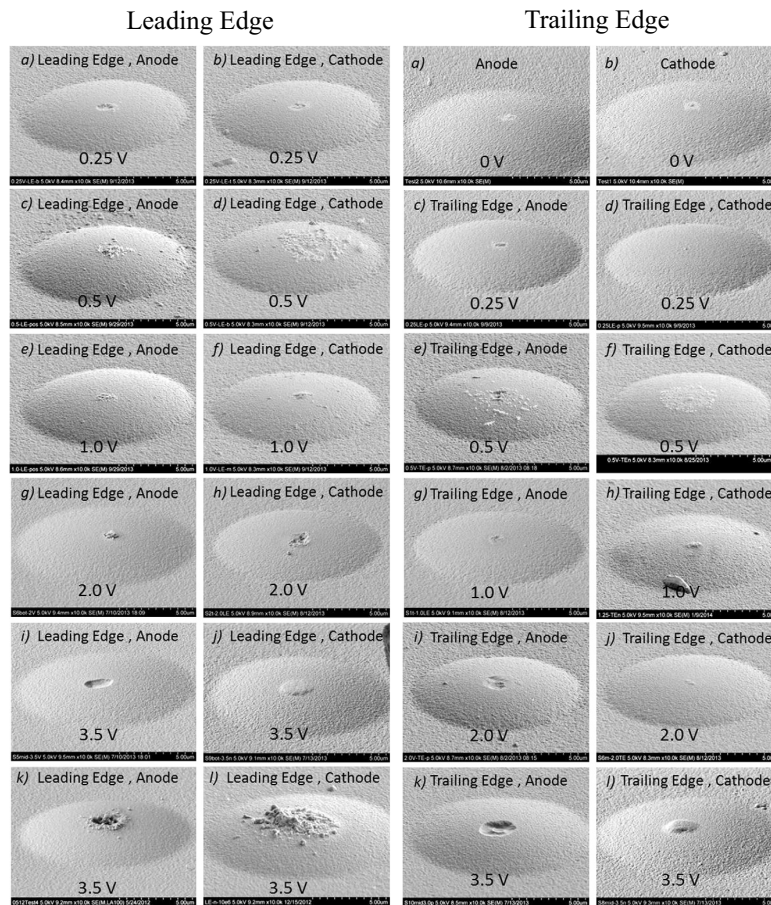
### 2.3.1 Fermeture du contact à chaud (*leading edge*)

Pour tous les tests abordés dans cette sous-section le potentiel électrique est forcé à 0 V avant l'ouverture du contact.

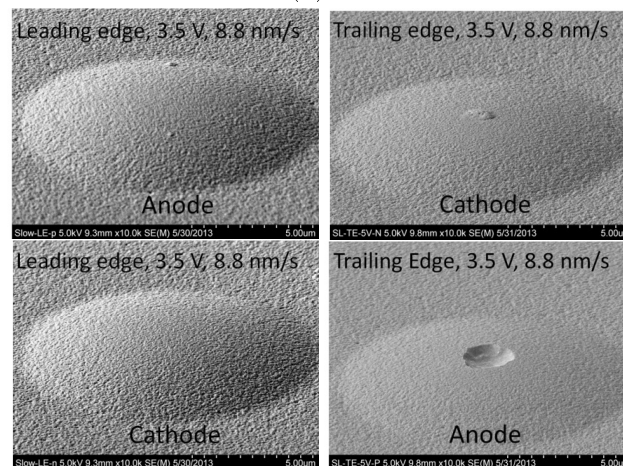
Initialement le contact est à l'état ouvert. Lorsque la distance entre les électrodes de contact se réduit et atteint des valeurs  $\leq 3$  nm, des courants de fuite de  $\sim 1 \mu\text{A}$  sont mesurés [11]. Afin d'évaluer uniquement l'impact des courants de fuite et de  $V_{oc}$  sur la dégradation des surfaces de contact, la vitesse d'approche a été réduite à 8 nm/s avec  $V_{oc} = 3.5$  V, et une résistance de 50  $\Omega$  est placée en série pour limiter le courant à  $\sim 70$  mA. Une cinquantaine de cycles a été opérée et aucune dégradation des surfaces n'a été reportée comme illustré dans la figure 2.4b, cela justifie l'absence d'évolution significative de la résistance de contact.

Dans un second temps la vitesse d'approche est fixée à 4400  $\mu\text{m/s}$  et des signes d'usure sont observés. Pour  $V_{oc} = 0$  V les débris sont uniquement attribués à l'impact mécanique cyclique et sont répartis symétriquement sur les deux électrodes de contact, la quantité de débris générés croît avec  $V_{oc}$  jusqu'à 0.5 V. Pour  $0.5 \text{ V} < V_{oc} \leq 2 \text{ V}$ , la dispersion des débris est réduite sans présenter de signes de transfert de matière unidirectionnel. Un transfert de matière de l'anode vers la cathode est systématiquement observé pour  $V_{oc} > 3.5$  V (voir

la figure 2.4a). À priori la création mécanique de débris est nécessaire pour amorcer le transfert de matière durant la phase de fermeture du contact.



(a)



(b)

FIGURE 2.4 (a) Effet de  $V_{oc}$  sur le transfert de matière durant les phases de fermeture et d'ouverture à chaud, après  $10^6$  cycles. La vitesse de basculement est de  $4400 \mu\text{m/s}$  et le courant à l'état bas est fixé à  $77 \text{ mA}$ . (b) Etat des surfaces de contact soumises à 50 cycles à chaud avec une vitesse de basculement réduite à  $8 \text{ nm/s}$  [10, 11].



### 2.3.2 Ouverture du contact à chaud (*trailing edge*)

Chen et al. [12] ont présenté un modèle nommé *particle sputtering and deposition model* pour expliquer le transfert de matière à l'ouverture des micro-contacts. Ce dernier se base sur les observations de Boddy et al. [60] et Gray et al. [61], et supporté par des mesures spectroscopiques in-situ effectuées sur un contact Ag–Ag. En effet, il est observé que l'ECR croît avec la séparation entre les électrodes de contact jusqu'à la rupture totale du contact. Si le courant et la tension limites du contact sont suffisamment grands, un pont se forme puis s'évapore pour créer un nuage d'atomes métalliques qui s'ionisent positivement par l'émission d'électrons sous l'effet du champ électrique assistée thermiquement. Les cations métalliques se déposent sur la cathode et provoquent une diminution de la densité du nuage métallique. Quand la séparation entre les électrodes s'agrandit davantage c'est les gaz environnants qui s'ionisent et, dépendamment de la durée de l'arc en phase vapeur métallique ou vapeur ambiante, le transfert de de matière peut changer de direction [12] (voir la figure 2.5).

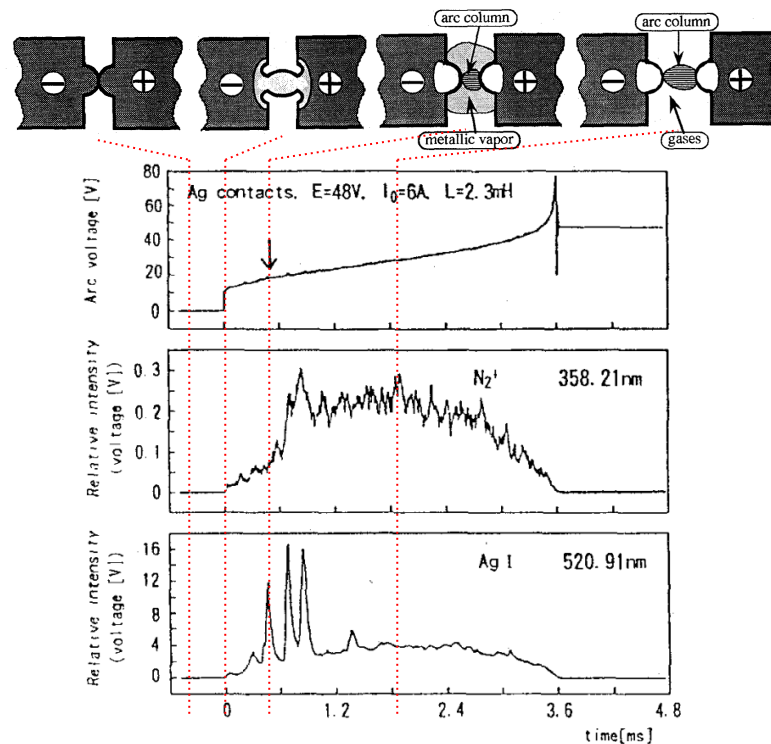


FIGURE 2.5 Schématisation de l'effet de l'arc durant la phase d'ouverture du contact Ag–Ag [12].

Basu et al. [10, 11] ont conduit des tests en phase d'ouverture sur des contacts Ru–Ru. Sous une vitesse de séparation de  $4400 \mu\text{m/s}$ , le volume de matière transféré augmente avec  $V_{oc}$ . Il est remarqué que le volume de matière transférée est comparable à celui reporté pour les

tests effectués lors de la phase de fermeture du contact avec une influence équivalente de  $V_{oc}$  (voir la figure [2.4a](#)). La figure [2.4b](#) montre que, contrairement aux résultats des tests en phase de fermeture où la réduction de la vitesse d'approche prévient la dégradation des surfaces de contact, la réduction de la vitesse de séparation favorise le transfert de matière lors de la phase d'ouverture. Finalement, sous un courant AC les surfaces de contact évoluent symétriquement et la quantité de matière transférée est considérablement réduite. Ce dernier point explique la différence entre les dispositifs testés en DC et en RF présentés dans la figure [2.1](#).

L'évolution de l'ECR jusqu'à la défaillance (i.e., ECR très grande ou très petite de façon permanente) est corrélée à l'évolution de la topographie et de la composition chimique des surfaces de contact. Une caractérisation précise de la topographie des micro-surfaces rugueuses est cruciale pour une modélisation réaliste de leur comportement mécanique et électrique. Cela aiderait au bon dimensionnement de la région du contact et apporterait une meilleure compréhension des mécanismes de défaillance qui agissent à l'échelle de l'aspérité, tels que l'usure progressive par enlèvement atome par atome [\[62, 63, 64\]](#) et la fracture de l'aspérité entraînant un transfert de matière et une perte de volume [\[62\]](#).

### 2.3.3 Environnement d'opération

L'environnement dans lequel opère le MEMS RF conditionne la fiabilité du contact. L'ionisation des gaz environnants contribue aux courants de fuite, au transfert de matière et à la modification de la composition chimique des surfaces de contact. L'utilisation de gaz inertes (i.e.  $\text{SF}_6$ , He,  $\text{N}_2$ ,  $\text{H}_2$ , Ar ...) permet de limiter les effets de l'arc électrique.

D'un autre côté, lors de son encapsulation, le MEMS RF se trouve dans un volume scellé de l'ordre de  $\sim 10^{-7}$  litres et il est donc sensible à tout dégazage [\[17\]](#). Celui-ci se produit en raison de la désorption de l'humidité et des gaz absorbés sur la surface du substrat ou pendant le processus de collage. Le dégazage peut être réduit par recuit des substrats dans un four à vide avant le collage, et en rajoutant des *getter materials*, comme le Ti, qui réagiront avec les gaz émis pendant le processus de collage.

En effet, plusieurs auteurs [\[65, 66, 67\]](#) ont reporté une défaillance des contacts Ni–Al, Pd–Pd, Pt–Pt, Au–Pt, Au–Ir et Au–Ru qui se traduit par une résistance électrique élevée due à l'accumulation de carbone sur les surfaces de contact, et ce malgré l'opération du MEMS RF dans un environnement scellé sous  $\text{N}_2$  [\[65\]](#). Hermance et al. [\[66\]](#) ont reporté la formation de polymères sur les surfaces des contacts d'appareils téléphoniques lorsqu'ils sont cyclés à froid sans l'application de courant électrique. La formation de la couche isolante a été associée aux mouvements de friction qui feraient ressortir les im-

---

puretés préalablement piégés en surface. Cependant, la formation de contaminant à base de carbone est reportée aussi pour les micro-contacts opérant sans friction [65], et son mécanisme de formation n'est pas parfaitement compris. Czaplewski et al. [68] ont montré que l'accumulation de carbone était réduite pour les contacts Au–Au et Au–RuO<sub>2</sub>.

Le nettoyage des résidus organiques, le recuit des substrats sous vide avant le collage et le contrôle des gaz à l'intérieure des cavités sont des éléments à considérer dans le procédé de fabrication pour améliorer la durée de vie des contacts électromécaniques dans les MEMS RF.

## 2.4 Modélisation du comportement électromécanique des micro-contacts rugueux

Cette section traite du contact mécanique et électrique des surfaces rugueuses. Les outils, qui permettent de caractériser la géométrie des surfaces de contact ainsi que les modèles mécaniques et électriques pertinent pour l'étude des micro-contacts électromécaniques, y sont présentés et discutés.

### 2.4.1 Topographie de surface

Une surface, aussi lisse qu'elle paraisse, présente toujours une rugosité à l'échelle micro- et nano-métrique. Cette rugosité peut être entièrement caractérisée à travers deux fonctions statistiques : (i) la distribution des hauteurs de surface notée  $\phi$ , et (ii) la densité spectrale de puissance notée PSD.  $\phi$  caractérise la répartition des hauteurs perpendiculairement à la surface. Elle peut prendre différentes formes (e.g., exponentielle, Gaussienne ...) en fonction des techniques de fabrication et de post-traitement.

Les matériaux déposés à l'aide d'un processus aléatoire, comme l'évaporation et la pulvérisation cathodique dans l'industrie de la microélectronique, peuvent conduire à des surfaces avec une distribution quasi-Gaussienne comme expliqué dans nos travaux sur la topographie des surfaces rugueuses [69]. Les quantités statistiques pertinentes qui caractérisent  $\phi$  sont : (i) la moyenne  $\bar{z}$ , (ii) la variance  $\sigma^2$ , (iii) l'asymétrie (*skewness*) ( $S_k$ ) et (iv) l'aplatissement (*kurtosis*) ( $K_u$ ) des hauteurs de surface. Ils sont définis par les équations (2.1), (2.2), (2.3) et (2.4), respectivement.

$$\bar{z} = \frac{1}{N_p} \sum_{i=1}^{N_p} z_i, \quad (2.1)$$

$$\sigma^2 = \frac{1}{N_p} \sum_{i=1}^{N_p} (z_i - \bar{z})^2, \quad (2.2)$$

$$S_k = \frac{1}{N_p \sigma^3} \sum_{i=1}^{N_p} (z_i - \bar{z})^3, \quad (2.3)$$

$$K_u = \frac{1}{N_p \sigma^4} \sum_{i=1}^{N_p} (z_i - \bar{z})^4, \quad (2.4)$$

avec  $N_p$  le nombre total de points sur la surface. La figure 2.6 reprend les figures de 13 pour illustrer l'influence de  $S_k$  et  $K_u$  sur  $\phi$  et sur le profil de surface.

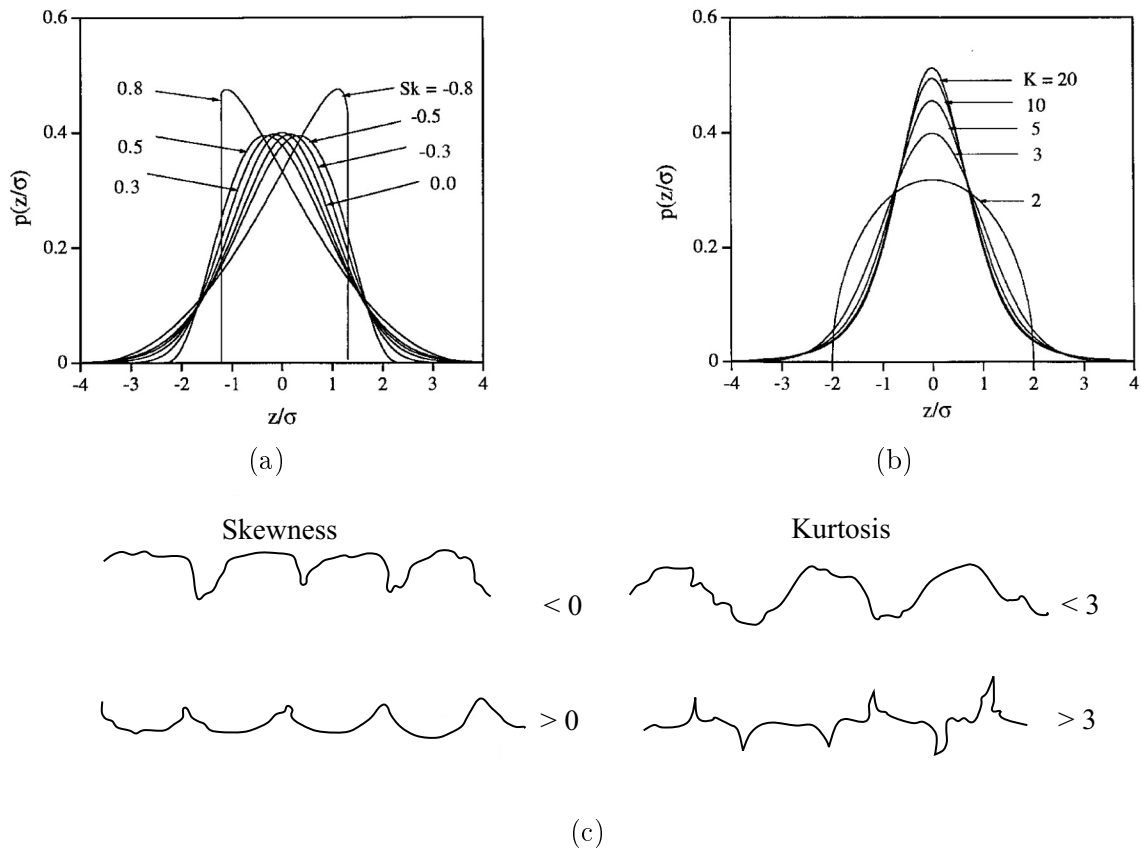


FIGURE 2.6 Illustration de (a) l'asymétrie (*skewness*) et de (b) l'aplatissement (*kurtosis*) en comparaison d'une distribution Gaussienne ( $S_k = 0, K_u = 3$ ). (c) Représentation qualitative du profil de surface pour différentes valeurs de  $S_k$  et  $K_u$  13.

La PSD définit la contribution des différentes fréquences spatiales à la formation de la topographie de surface. Elle est directement calculée à partir de la transformée de Fourier (FT) des données de mesure discrètes  $z(x_k, y_l)$  à travers l'équation (2.5) :

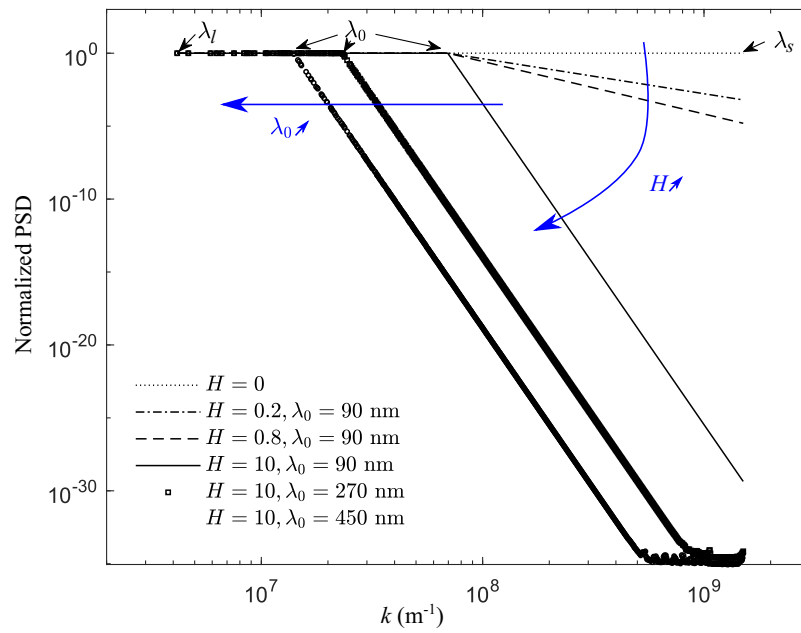
$$\text{PSD}(k_{x_k}, k_{y_l}) = \frac{\Delta^2}{(2\pi)^2 N_p} |\text{FT}(z(x_k, y_l))|^2, \quad (2.5)$$

avec  $\Delta$  le pas d'échantillonnage,  $(x_k, y_l)$  les coordonnées  $(x, y)$  discrets et  $(k_{x_k}, k_{y_l})$  les fréquences spatiales discrètes.

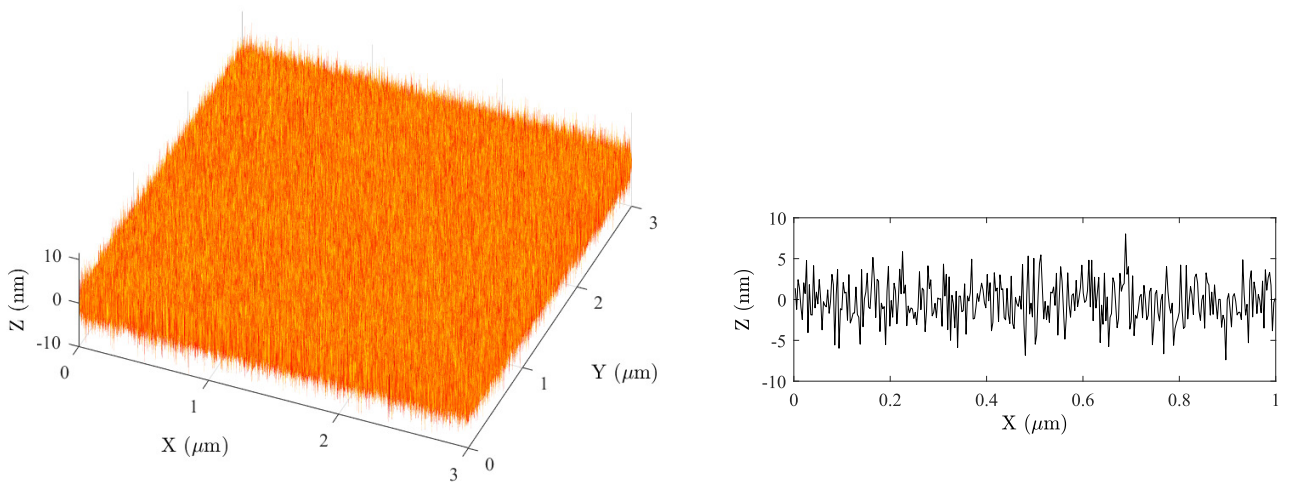
Dans ses travaux sur la nature des surfaces rugueuses, Persson [70, 71] a montré que la PSD suit une loi en puissance pour  $k \in [k_0, k_s]$  et atteint un plateau  $C_0$  pour  $k \in [k_l, k_0]$ , où  $k_0$  est la fréquence de coupure (ou *roll-off frequency*),  $k_s = 2\pi/\Delta$  et  $k_l = 2\pi/L$ , avec  $L$  la longueur de balayage. La forme général de la PSD est donnée par l'équation 3.19.

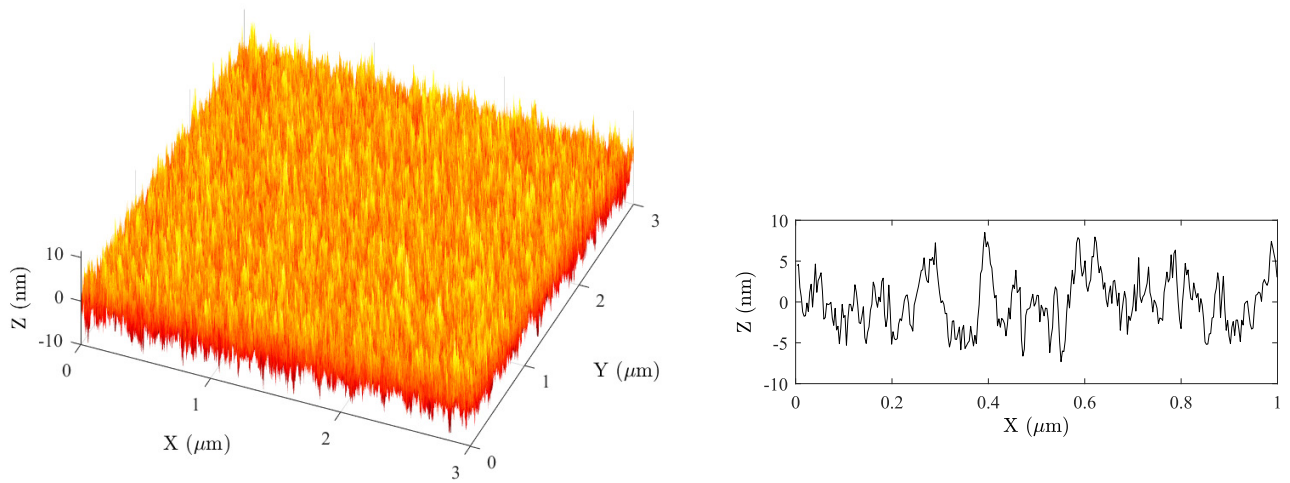
$$\text{PSD}(k) = C_0 \times \begin{cases} 1 & \text{if } k_l < k \leq k_0 \\ \left(\frac{k}{k_r}\right)^{-2(1+H)} & \text{if } k_0 < k \leq k_s, \\ 0 & \text{else} \end{cases} \quad (2.6)$$

avec  $C_0$  l'amplitude du plateau et  $H$  l'exposant de Hurst. Pour  $H \in [0, 1]$  la surface est fractale auto-affine dans la région linéaire. Pour des valeurs de  $H > 1$  la surface n'est plus fractale, et si la longueur du plateau est suffisamment grande, une périodicité  $\approx \lambda_0 = 2\pi/k_0$  apparait sur les profils mesurés. Pour  $H = -1$  la PSD est constante et la surface est une représentation d'un bruit blanc. La figure 2.7 résume l'effet de  $H$  et  $\lambda_0$  sur la surface générée.

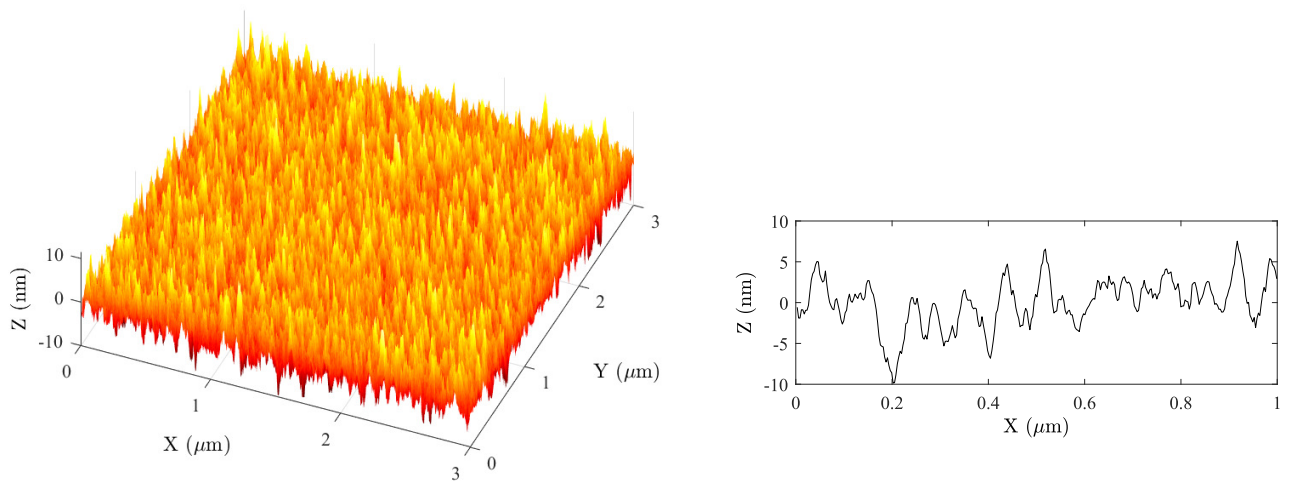


(a)

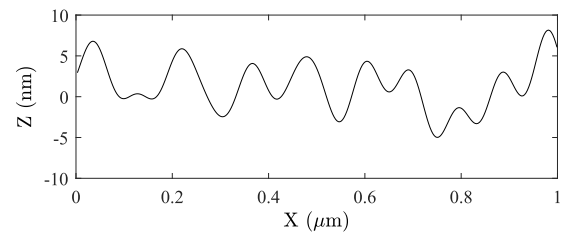
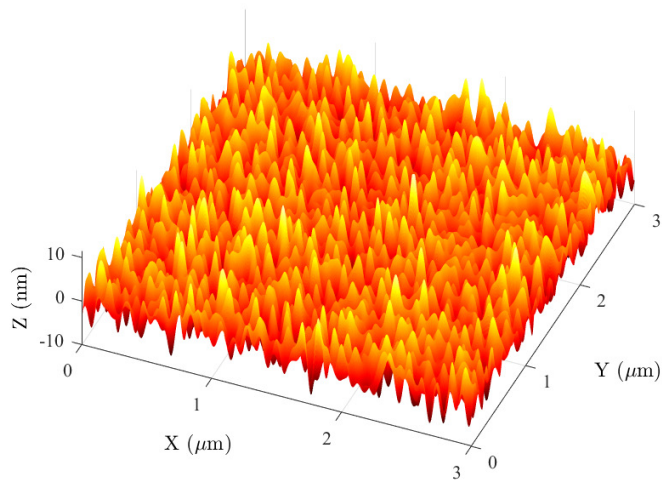
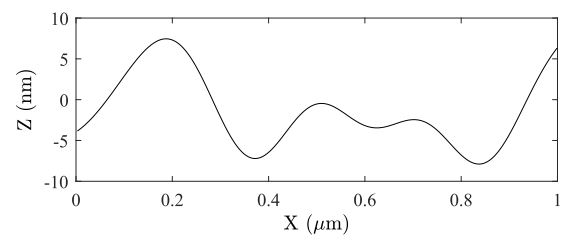
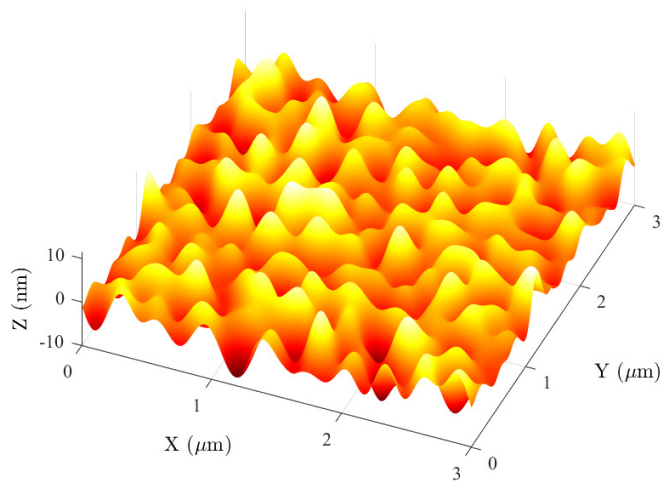
(b)  $H = -1$



(c)  $H = 0.2, \lambda_0 = 90$  nm



(d)  $H = 0.8, \lambda_0 = 90$  nm

(e)  $H = 10, \lambda_0 = 90$  nm(f)  $H = 10, \lambda_0 = 270$  nm



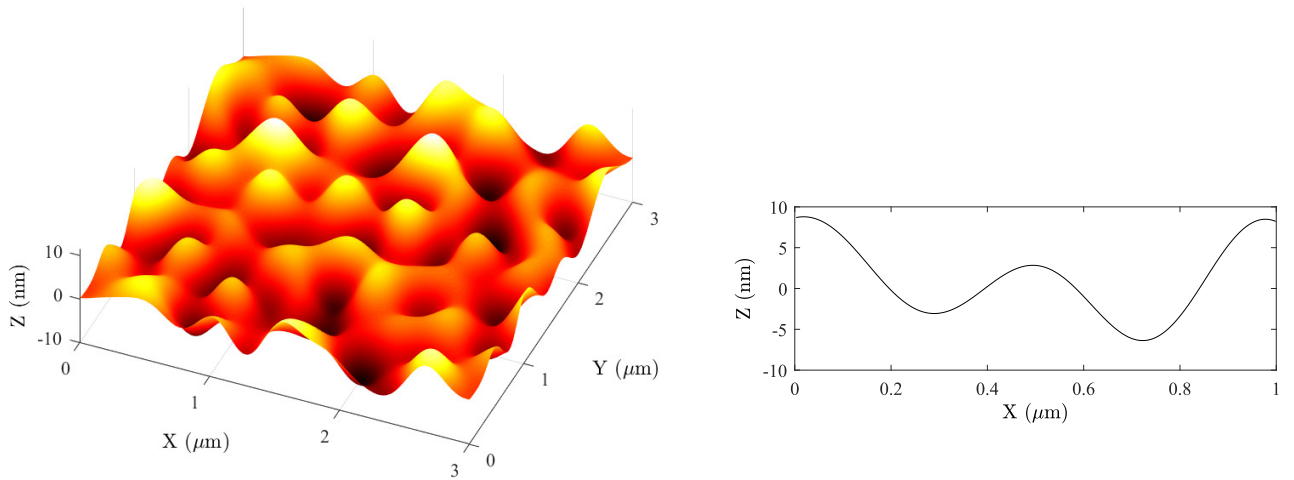
(g)  $H = 10, \lambda_0 = 450 \text{ nm}$ 

FIGURE 2.7 (a) Influence de  $H$  et  $\lambda_0$  sur la forme de la PSD. Les surfaces rugueuses et leurs profils 1D respectives, pour différentes valeurs de  $H$  et  $\lambda_0$ , sont illustrés dans (b) à (g).

## 2.4.2 Contact mécanique

Lorsque deux surfaces rugueuses entrent en contact, la charge mécanique est supportée par les aspérités les plus élevées (i.e., maxima locaux), et la surface réelle de contact ne représente qu'une fraction de la surface nominale. Il existe plusieurs méthodes numériques [72, 73, 74, 75, 14] et analytiques [76, 77, 78, 79, 80] qui permettent de prédire l'aire réelle de contact en fonction de la force appliquée.

D'un point de vue numérique, et pour les applications MEMS [72, 73, 74], la topographie est généralement mesurée par profilométrie ou microscopie à force atomique, puis importée dans un logiciel de simulation par la méthode des éléments finis (FEM). Cela nécessite un temps de calcul important si la surface étudiée est large, de plus que les résultats présentent une dépendance à la résolution de la surface mesurée. La méthode des éléments finis de frontière (BEM) nécessite une préparation de maillage moins lourde en comparaison de la méthode FEM ce qui réduit considérablement le temps de calcul. La méthode BEM est souvent considérée comme la référence pour valider les modèles de contact élastique [81].

D'un point de vue analytique, Greenwood et Williamson [76] (GW) sont les premiers à avoir abordé le contact rugueux élastique de manière statistique. Dans cette théorie, la surface rugueuse est représentée par un ensemble d'aspérités sphériques, ayant le même rayon de courbure et dont la hauteur varie aléatoirement suivant une distribution donnée. Ensuite, la théorie de Hertz d'une sphère élastique en contact avec un plan parfaitement

plat et rigide est généralisée à l'ensemble de la surface. Le modèle GW a servi de base pour le développement de modèles, basés sur la représentations de la surface par un ensemble d'aspérités et qui tiennent compte d'effets avancés telle la coalescence des aspérités [82] et l'adhésion [83, 84, 85, 86]. Zhang et al ont récemment introduit un modèle semi-analytique ( $GW_{Ext}$ ), inspiré du modèle GW, qui prend en compte l'effet de plasticité et de l'interaction entre les aspérités. Le modèle  $GW_{Ext}$  reproduit les résultats de la méthode FEM sous Abacus tout en réduisant le temps de calcul.

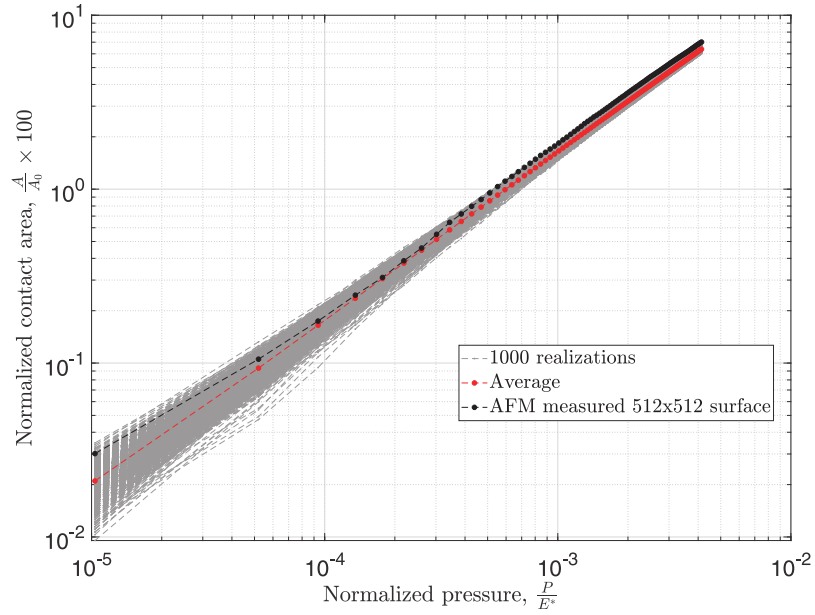
Dans nos travaux en collaboration avec Maaboudallah et al. [14], publiés à titre de chapitre de synthèse dans le livre *Tribology*, nous avons comparé (i) les modèles des aspérités et (ii) la théorie de Persson [80] à (iii) différentes implémentations de la méthode BEM. Les déformations sont assumées élastiques. Dans un premier temps une surface d'Au de  $1.5 \times 1.5 \mu\text{m}^2$  est mesurée avec un pas de 2.93 nm (i.e.,  $512 \times 512$  points de mesure) en utilisant un AFM avec une pointe de rayon  $< 5$  nm. Deuxièmement, la distribution des hauteurs de la surface  $\phi$  a été approchée par une loi Gaussienne et la PSD par des fonctions en puissance, pour ensuite générer numériquement des surface artificielles équivalentes à la surface d'Au originale. Deux principales conclusions ressortent de cette étude :

1. L'application de la méthode BEM à la surface d'Au et à 1000 surfaces artificielles équivalentes conduit un comportement mécanique similaire entre les deux types de surfaces (voir la figure 2.8a). La caractérisation des surfaces rugueuses via leurs fonctions statistiques représente donc une approche fiable ;
2. Le modèle de GW, même dans sa forme la plus simple, est assez robuste pour reproduire le comportement de la surface d'Au rugueuse étudiée (voir la figure 2.8b).

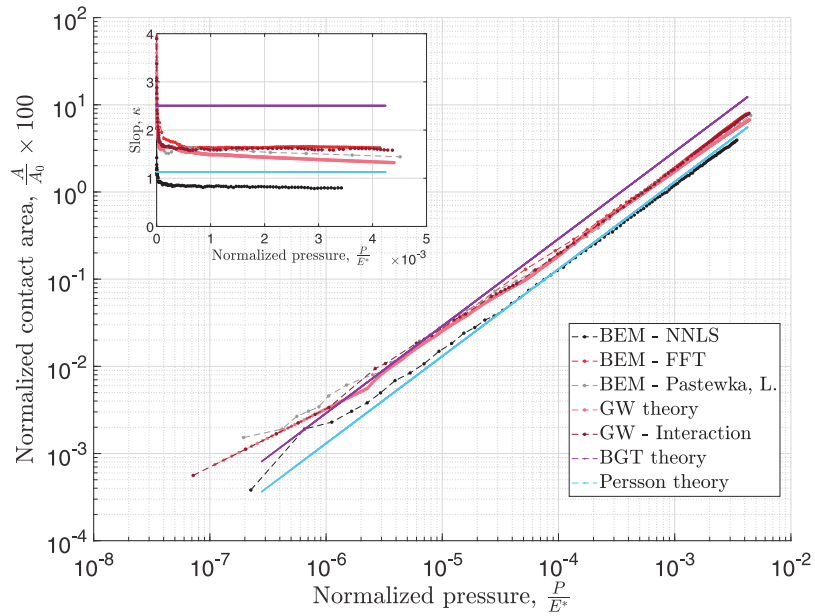
Les modèles des aspérités sont à priori adaptés pour traiter le contact rugueux pour les applications MEMS. Ils prennent en entrée les paramètres de topographie de la surface de contact, i.e., la densité, le rayon de courbure moyen et la distribution des hauteurs des aspérités, et simulent l'aire réelle et la pression de contact en fonction du déplacement d'un plan rigide en contact avec la surface rugueuse considérée. La caractérisation des paramètres de topographie d'une surface donnée est souvent affectée par la résolution de l'appareil de mesure et de la méthode de calcul [69]. Dans le chapitre 3, nous allons introduire une méthode statistique, basée sur l'analyse spectrale, qui réduit la dépendance des paramètres de topographie à la résolution de mesure.

### 2.4.3 Contact électrique

L'ECR dépend principalement de l'aire réelle de contact créée par l'action mécanique du commutateur. En parallèle de ses travaux sur le contact mécanique rugueux [76], Greenwood [87] a dérivé une expression analytique, simple et robuste, pour estimer l'ECR entre deux corps



(a)



(b)

FIGURE 2.8 (a) Comparaison entre la méthode BEM appliquée à la topographie d'une surface d'au mesurée à l'AFM et 1000 surfaces générées numériquement. (b) Fraction de l'aire réelle de contact en fonction du chargement normalisé pour différentes implémentations de la méthode BEM, les modèles GWs, BGT et la théorie de Persson, appliquée à une surface générée numériquement. [14]

conducteurs qui se touchent en un nombre discret de points, considérés circulaires, et nommés  $\alpha$ -spots. La résistance électrique d'un  $\alpha$ -spot, aussi appelée *constriction resistance*, a été formulé par Smythe [88] et Holm [89] dans les premières éditions de leur livre respec-

tif. Greenwood [87] a montré que la résistance d'un ensemble d' $\alpha$ -spots fait intervenir, en plus de la somme en parallèle des résistances individuelles, un terme qui modélise l'effet de l'interaction électrique entre les points de contact. En effet, le passage du courant par un point  $i$  crée un potentiel électrique additionnel au point  $j$  ce qui se traduit par une augmentation de l'ECR. À travers des calculs sur différents ensembles d' $\alpha$ -spots, Greenwood [87] a montré que la contribution des deux termes dépend du nombre d'aspérités en contact : quand celui-ci est inférieur à 30 l'ECR équivaut la somme en parallèle des résistances individuelles, tandis que celle-ci est gouvernée par le terme d'interaction dans le cas contraire. En outre, quand le rayon de contact est comparable au libre parcours moyen de l'électron dans le métal, le mode de conduction n'est plus purement diffusif et devient quasi-balistique ou balistique et se traduit par une résistance de contact plus élevée [90].

Les paramètres de topographie extraits dans le chapitre 3 seront utilisés comme entrées dans les modèles des aspérités (voir l'annexe A) pour la prédiction de l'aire réelle de contact puis de la résistance électrique associée en tenant compte de la topographie réelle des surfaces de contact. Les résultats sont discutés dans le chapitre 4.

## 2.5 Conclusion

Ce chapitre a introduit les commutateurs MEMS RF avec une comparaison des dispositifs académiques et industriels. Les défis qui encadrent la fiabilité des MEMS RF ont été couverts afin d'identifier les axes de contribution clés pour le développement d'une nouvelle génération de MEMS RF robuste. Le contact électromécanique est la partie la plus critique des MEMS RF. À l'issue des observations expérimentales, il en ressort que (i) la durée de vie des MEMS RF est limitée à chaud particulièrement en DC, (ii) la puissance maximale pouvant être transmise est  $\sim 2$  W, (iii) le contact Au–Ru est mieux adapté pour les applications utilisant des forces de contact et de rappel  $\leq 300 \mu\text{N}$  et (iv) l'utilisation d'un contact double, i.e., *zipping technique*, permet de rallonger la durée de vie du MEMS RF d'un facteur  $\geq 100$ . Les principaux modes de défaillance sont la stiction du contact ou l'augmentation de sa résistance électrique. Le contact électromécanique est le lieu de compétition de plusieurs phénomènes physiques qui opèrent à différents degrés suivant les conditions de fonctionnement. On cite principalement la vitesse de commutation et la tension électrique à circuit ouvert.

Dans un premier temps, une caractérisation précise de la topographie des surfaces de contact est nécessaire pour une modélisation réaliste du comportement mécanique et électrique induit par la rugosité. La prédiction du nombre d'aspérités en contact, de la pression par aspérité et de la relation aire réelle de contact–force de contact permettrait le bon

dimensionnement du MEMS en général et du contact en particulier, et apporterait une meilleure compréhension des mécanismes de défaillance à l'échelle de l'aspérité. Dans le chapitre 3, nous allons donc introduire une approche robuste pour extraire les paramètres de topographie et qui réduit la dépendance des résultats à la résolution de l'appareil de mesure. Les comportements mécanique et électrique des surfaces rugueuses de contact sont simulés par les modèles des aspérités et leur résultats sont analysés dans le chapitre 4. Cette étude servira au bon dimensionnement du MEMS pour fournir des forces de contact adaptées.

Dans un second temps, il est primordial de considérer la solution d'encapsulation comme partie intégrante du MEMS RF, sans laquelle sa production à grande échelle et son intégration dans des systèmes plus complets ne sont pas possibles. Le contact Au–Ru sera alors intégré à un MEMS fabriqué sur une ligne de prototypage industrielle 200 mm, incluant une étape d'encapsulation au niveau du wafer. Les résultats des tests de caractérisation et de vieillissement sont discutés dans le chapitre 5, dont l'objectif principale est de révéler les mécanismes de défaillance pouvant affecter le contact Au–Ru. L'environnement d'opération du MEMS RF n'a pas été abordé dans le cadre de mes travaux de recherches. L'effort a été principalement mis sur (i) le développement d'un procédé de fabrication fiable, et (ii) l'analyse de l'effet de la topographie des surfaces de contact sur l'ECR. Nous verrons aussi que les résultats des tests de durée de vie du contact Au–Ru/AlCu, présentés dans le chapitre 5, révèlent que la résistance électrique élevée en fin de test est accompagnée d'une accumulation de carbone principalement sur la surface de Ru après  $3 \times 10^6$  cycles à chaud sous une puissance RF de 0.1 W (voir les figures 5.12c et 5.12d). L'étude de l'environnement d'opération du MEMS RF est nécessaire pour comprendre l'évolution de la composition chimique des surfaces de contact et mitiger la formation de produits indésirables. Ce point est introduit comme perspective d'étude dans le chapitre 6.

---



# CHAPITRE 3

## CARACTÉRISATION DE LA TOPOGRAPHIE DE SURFACE DES MICRO-CONTACTS

### 3.1 Avant propos de l'article 1

#### Auteurs et affiliations :

Mohamed Najah <sup>a,c</sup>, Farouk Maaboudallah <sup>b</sup>, Mohamed Boucherit <sup>d</sup>, Mark Ferguson <sup>a,c</sup>, Luc Fréchette <sup>a,c</sup>, Serge Charlebois <sup>a,c</sup>, François Boone <sup>a,c</sup>, Serge Ecoffey <sup>a,c</sup>

<sup>a</sup> *Institut Interdisciplinaire d'Innovation Technologique (3IT), Department of Electrical Engineering, Université de Sherbrooke, Sherbrooke, Quebec J1K 2R1, Canada*

<sup>b</sup> *Groupe d'Acoustique de l'Université de Sherbrooke (GAUS), Department of Mechanical Engineering, Université de Sherbrooke, Sherbrooke, Quebec J1K 2R1, Canada*

<sup>c</sup> *Laboratoire Nanotechnologies Nanosystèmes (LN2) - CNRS UMI3463, Canada*

<sup>d</sup> *Teledyne DALSA Semiconductor, 18 Boulevard de l'Aéroport, Bromont, Quebec J2L 1S7, Canada*

**Date de publication :** 7 Novembre 2021

**Journal :** Tribology International

**Référence :** [\[69\]](#)

**Titre en français :** Analyse spectrale des paramètres de topographie pour des surfaces rugueuses Gaussiennes isotrope : application à un film mince d'Au

#### Contribution du document :

Cet article présente une approche robuste pour caractériser la topographie des micro-surfaces en générale et celle des contacts électromécaniques pour les dispositifs MEMS RF en particulier. Elle permet d'extraire la densité, le rayon de courbure et la distribution des aspérités qui représentent les points de contact potentiels, tout en réduisant la dépendance des résultats à la résolution de l'appareil de mesure. Les caractéristiques des aspérités pourront ensuite être utilisées comme entrées dans les modèles mécaniques et électriques pour une prédiction réaliste de l'aire réelle de contact et de la résistance électrique associée en fonction la force appliquée.

**Résumé français :**

Dans la fabrication des dispositifs microélectroniques, la pulvérisation de films minces peut conduire à des surfaces rugueuses isotropes décrites par (i) une distribution de hauteur Gaussienne et (ii) une densité spectrale de puissance (DSP) constante jusqu'à une fréquence caractéristique  $q_0$  à partir de laquelle elle décroît comme une loi de puissance. Cet article présente une approche robuste pour estimer les paramètres de topographie tels que la densité, le rayon de courbure moyen et la distribution de hauteur des sommets pour des micro-surfaces rugueuses Gaussiennes isotropes. L'approche proposée consiste à calculer la DSP à partir des mesures de microscopie à force atomique, à approximer la valeur de  $q_0$  et la magnitude  $P_0$  du plateau par des algorithmes d'ajustement de courbe, et à dériver analytiquement les paramètres de topographie en utilisant la théorie des processus aléatoires. La robustesse de la méthodologie proposée est évaluée sur une micro-surface d'or pulvérisée. Les études montrent que l'approche proposée basée sur l'analyse de la DSP réduit la dépendance des paramètres de topographie à la résolution de l'appareil de mesure par rapport à la méthode déterministe. De plus, l'estimation de la densité des sommets basée sur la DSP est en bon accord avec l'analyse par microscopie électronique à balayage, contrairement aux méthodes déterministe et d'autocorrélation. Par rapport à la littérature, l'approche proposée est donc plus appropriée pour extraire les paramètres de topographie à partir de mesures de micro-surfaces pour le développement de modèles mécaniques basés la représentation en aspérités.

---



## 3.2 Article 1 : Spectral analysis of the topography parameters for isotropic Gaussian rough surfaces applied to gold coating

### 3.2.1 Abstract

In the fabrication of microelectronic devices, sputtering of thin films leads to isotropic rough surfaces described by (i) a Gaussian height distribution and (ii) a constant power spectral density (PSD) up to a roll-off frequency of  $q_0$  from which it decays as a power law. This paper introduces a robust approach to estimate the topography parameters such as the density, the mean radius of curvature and the height distribution of summits for isotropic Gaussian rough micro-surfaces. The proposed approach consists of computing the PSD function from the atomic force microscopy measurements, approximating the value of  $q_0$  and the magnitude  $P_0$  of the plateau by curve fitting algorithms, and analytically deriving the topography parameters using the random process theory. The robustness of the proposed methodology is assessed on a sputtered gold micro-surface. The investigations show that the proposed PSD-based approach reduces the dependence of the topography parameters on the sampling length compared to the deterministic method. Moreover, the PSD-based estimated density of summits is in a good agreement with scanning electron microscopy analysis, in contrast to both deterministic and autocorrelation-based methods. The proposed approach is therefore more suitable to extract topography parameters from measurements of micro-surfaces for the development of contact asperity-based models.

**Keywords :** Atomic Force Microscopy ; Power spectra ; Roll-off wavelength ; Rough surface ; Surface topography

### 3.2.2 Introduction

Surface topography is of great importance to many engineering applications involving contact of rough surfaces, such as gears [91, 92], mechanical seals [93] and ohmic switches [94, 95, 96]. It plays a major role in the development of micro-mechanical contact models to predict the mechanical, electrical and thermal behaviour of such contacting systems. For example, the topography of the series-contact in ohmic radio-frequency micro-electro-mechanical-systems (RF-MEMS) has a strong influence on the RF performances and the reliability of the electrical contact [97]. Characterization of rough surface topography is crucial to accurately model the contacting interfaces for a better understanding of the failure mechanisms taking place at the asperity scale, such as gradual wear by atom-by-

---

atom removal [62, 63, 64] and asperity fracture leading to material transfer and volume loss [62].

Solid surfaces, regardless of the fabrication method, exhibit macro- to nano-scale roughness [13, 70]. Furthermore, the rough surface can be modeled by a set of asperities with spherical tops. Thus, when two rough surfaces come in contact, the load is carried by the highest asperities and the real area of contact is only a small fraction of the apparent area. In this context, Greenwood and Williamson (GW) [98] were the first to statistically address the problem of an elastic rough surface contacting a rigid flat plane. In the GW theory, it is assumed that (i) the surface is isotropic, (ii) all the summits are spherical with the same radius of curvature and they are called asperities, (iii) the height of each asperity is a random variable following a Gaussian height density probability function, and (iv) all the asperities behave independently so the deformation of one asperity does not affect the mechanical response of its neighbours. This served as a starting point for the more advanced models. Bush et al. [78] proposed a more realistic representation of the rough surface by approximating the summits using paraboloids with the same principal curvatures. Ciavarella et al. [99] gave new breath to the classical GW model, and proposed a discrete formulation of asperity-based theory that accounts for interactions to the first-order between asperities through the bulk deformation. More recently, Zhang et al. [15] introduced a promising discrete GW model accounting for 3D sinusoidal asperities and asperity interaction. Other models attempted to solve the contact of rough surfaces accounting for more complex phenomena. Afferrante et al. [82] modified the original GW to include interaction and asperity coalescence leading to more accurate prediction of the mechanical response of the rough surface [81]. Another model presented in [81], called Spatially Resolved GW (SRGW), generalized the energy surface based model of Johnson-Kendall-Roberts (JKR) [83] for one asperity to the entire surface, in a procedure similar to the original GW model. However, this requires a proper knowledge of the topography parameters of summits such as the density  $D_s$ , the mean radius of curvature  $R_s$  and the height distribution  $\phi_s$  for realistic surfaces in order to develop contact asperity-based models and to better understand the phenomena occurring in the actual contact area.

Reliably estimating the topography parameters is fraught with practical difficulties since they generally depend on the measurement resolution, and so are the outputs of asperity-based contact models. In general, authors [100, 101, 102, 103, 104, 105, 106] use two main methods to derive the topography parameters, namely direct calculation (DC), also called the deterministic method, and spectral moment (SM), known as the statistical approach. The DC method is based on the identification of the local maxima of the rough surface fol-

---

lowing a given identification scheme [101] and the calculation of  $R_s$  using finite difference approximations. The SM method involves the calculation of the three spectral moments  $m_0$ ,  $m_2$  and  $m_4$  also known as the mean square height, slope and curvature [107]. Pawar et al. [102] investigated the derivation of topography parameters from numerically generated isotropic Gaussian surfaces using both DC and the discrete form of SM proposed by McCool [104]. It is shown that both methods are sensitive to the sampling length and so are the outputs of the GW model. Kalin et al. [100] used the same methods in [102] to study the variation of the topography parameters of five stainless steel (100Cr6) specimens with different height standard deviations. A large discrepancy was found between the two methods, especially in estimating  $D_s$ . One may assume that the applicability of the SM method to a real rough surface is limited by the measurement resolution, and the choice of the optimum sampling interval is not trivial [106]. In fact, the use of the finite differences approximation scheme, in both DC and discrete SM methods, is sensitive to the spatial resolution, local irregularities and noise from the measurement tool and so are the derived topography parameters. Another interesting method consists of approximating the height-height autocorrelation function (ACF) by a suitable analytical function. Sista et al. [108] proposed the use of a Gaussian ACF fit on the measured data and extracted the correlation length and the standard deviation of surface heights for the spectral moments calculation. This filtering method was applied to both numerically generated and high density polyethylene (HDPE) surfaces and showed reduced dependence on the sampling length in comparison to the discrete SM. Even if the derived spectral moments are less sensitive to the sampling length, the topography parameters were not discussed and the Gaussian choice of the ACF may lead to erroneous results since the Gaussian ACF is a particular form when the bandwidth parameter  $\alpha = 3$  [107]. According to the authors' knowledge, the available methods to characterize rough surfaces are very sensitive to the measurement resolution. This leads to inaccurate estimations of the topography parameters and questionable reliability of the estimated true contact area and pressure. The general objective is to complement the previously mentioned studies by proposing a robust method able to characterise a measured rough surface while reducing the resolution dependence of the topography parameters.

In the microelectronics industry, metallic thin films are generally deposited by evaporation or sputtering of atoms on silicon (Si) substrates. This random deposition process leads to isotropic rough surfaces with near-Gaussian height distribution functions (HDFs), and thus allows investigation by the random process theory of Nayak [107]. In addition, optical profiling measurements on beryllium (Be) [109] and atomic force microscope (AFM) measurements on platinum (Pt) [110] and gold (Au) [111] show that the measured power

---

spectral densities (PSDs) follow a power law up to a characteristic roll-off wavelength  $\lambda_0$  and become constant. This indicates the presence of a dominant wavelength (i.e. waviness). Pohrt et al. [112] explained that a nominally flat surface, whose characteristic roll-off wavelength  $\lambda_0$  is considerably shorter than the scan length, will have multiple local maxima with a characteristic distance of  $\lambda_0$ . Processes involving the deposition of atoms on initially flat surfaces induce a roll-off wavelength  $\lambda_0$  at which the transition from the plateau frequency zone  $P_0$  to the power law decrease occurs. Such surfaces still exhibit a roughness for lengths below asperity diameter which can act as a roll-off wavelength [70].

The specific objective of this paper is thus to introduce a straightforward approach to statistically estimate the topography parameters required for the development of asperity-based contact models for isotropic Gaussian micro-surfaces. The proposed approach reduces the dependence of the topography parameters on the sampling length in comparison with the DC method. For a given 2D surface, the PSD is measured and fitting algorithms are used to identify the different regions. The topography parameters are then derived using Nayak's formulae [107] by considering wavelengths greater than  $\lambda_0$ . This can be seen as a filtering process that eliminates the effect of very small wavelengths above the main topography to focus on asperities that are tribologically significant. For investigation, the proposed approach is applied to a 500 nm-thick Au coating on top of a Si wafer chosen for its relevance to electrical contacts in MEMS. The surface topography is measured by AFM, and scanning electron microscopy (SEM) is used to validate the density of Au asperities and their diameter.

The rest of this paper is arranged as follows. An overview of the topography characterization methods along with the proposed PSD-based approach are given in section 3.2.3. Results of AFM and SEM measurements and the extracted topography parameters, followed by a discussion on their sensitivity to the sampling length, are presented in section 3.2.4. Some concluding remarks follow.

### 3.2.3 Methods for the characterization of the topography parameters

Under the framework of homogeneous and isotropic Gaussian surfaces, authors [100, 102, 103, 104, 105] use two main methods to extract the topography parameters : (i) the direct calculation (DC) method known also as the deterministic approach and (ii) the spectral moments (SM) which involves Nayak random process theory. In the following, the rough surface is represented in Cartesian coordinates.

---

Working from a deterministic point of view, the DC method consists first of detecting the summits of the rough surface following a given identification scheme. The 9–points identification criterion is usually considered since it is more conservative in the definition of a summit than other criteria [100]. This considers the local maximum of the surface by comparing each pixel to its eight neighbours. In the second step of DC method, the mean radius of curvature  $R_s$  is derived by considering the arithmetic average of curvatures following  $x$  and  $y$  directions, denoted  $k_x$  and  $k_y$  respectively. For each summit  $i$  found at  $(x_i, y_i)$ , with height  $z_{s_i}(x_i, y_i)$ , the curvatures are computed using the finite difference approximation schemes as follows :

$$\begin{cases} k_x(x_i, y_i) = \frac{z_{s_i}(x_i+\Delta x, y_i) - 2z_{s_i}(x_i, y_i) + z_{s_i}(x_i-\Delta x, y_i)}{\Delta x^2} \\ k_y(x_i, y_i) = \frac{z_{s_i}(x_i, y_i+\Delta y) - 2z_{s_i}(x_i, y_i) + z_{s_i}(x_i, y_i-\Delta y)}{\Delta y^2} \end{cases}, \quad (3.1)$$

where  $\Delta x$  and  $\Delta y$  are the sampling lengths. Consequently, the average value of radii of curvatures  $R_s$  is given by :

$$R_s = \frac{1}{n_s} \sum_{i=1}^{n_s} \left( \frac{k_x(x_i, y_i) + k_y(x_i, y_i)}{2} \right)^{-1}, \quad (3.2)$$

where  $n_s$  is the number of the detected summits.

The mean height of summits  $y_s$  and the standard deviation of summit heights  $\sigma_s$  are estimated using Eqs. (3.3) and (3.4) respectively :

$$y_s = \frac{1}{n_s} \sum_{i=1}^{n_s} z_{s_i}, \quad (3.3)$$

$$\sigma_s^2 = \frac{1}{n_s} \sum_{i=1}^{n_s} (z_{s_i} - y_s)^2. \quad (3.4)$$

From a statistical point of view, a rough surface can be fully characterized by its HDF and PSD. The former gives information about the out-of-plane variations while the latter describes the spatial arrangement. In this context, Nayak [107] extended the Longuet-Higgins [113] theory to solid homogeneous isotropic Gaussian rough surfaces. He proposed to use the three spectral moments namely the mean square height  $m_{0,0}$ , slope  $m_{2,0}$  and curvature  $m_{4,0}$  of the surface profile to statistically derive the topography parameters. The spectral moments for a 2D rough surface are defined as follows :

---

$$m_{n,m} = \iint_{-\infty}^{+\infty} q_x^n q_y^m \text{PSD}(q_x, q_y) dq_x dq_y, \quad (3.5)$$

where  $n$  and  $m$  are positive integers indicating the order of the spectral moments, and  $q_x$  and  $q_y$  are the spatial frequencies (or the wavenumbers). The following relations for the spectral moments :  $m_{0,0} = m_0$ ,  $m_{2,0} = m_{0,2} = m_2$  and  $m_{4,0} = m_{0,4} = m_4$  are valid under the assumption of an isotropic rough surface. Next, the density  $D_s$ , the mean radius of curvature  $R_s$  and the height distribution of summits  $\phi_s$  are derived explicitly using Eqs.

3.6 to 3.2.3 [107] :

$$D_s = \frac{1}{6\pi\sqrt{3}} \frac{m_4}{m_2}, \quad (3.6)$$

$$R_s = \frac{3}{8} \sqrt{\frac{\pi}{m_4}}, \quad (3.7)$$

$$\phi_s(\xi^*) = \frac{\sqrt{3}}{2\pi} \left[ e^{-c_1 \xi^*} \sqrt{\frac{3(2\alpha-3)}{\alpha^2}} + \frac{3\sqrt{2\pi}}{2\alpha} e^{-\frac{1}{2}\xi^{*2}} (1 + \text{erf}(\beta')) (\xi^{*2} - 1) + \sqrt{2\pi} \sqrt{\frac{\alpha}{3(\alpha-1)}} e^{-\frac{\alpha\xi^{*2}}{2(\alpha-1)}} (1 + \text{erf}(\gamma)) \right], \quad (3.8)$$

where  $\sigma$  is the standard deviation of surface heights and  $\xi^* = z/\sigma$  is the standardized summit height. The so-called bandwidth parameter  $\alpha$  is defined by  $\alpha = m_0 m_4 / m_2^2$  and varies from 1.5 to  $+\infty$ . It should be noted that the bandwidth parameter characterizes the shape of  $\phi_s$  in Eq. (3.2.3) [107]. The other parameters (i.e.  $c_1$ ,  $\beta'$  and  $\gamma$ ) can be written as functions of the all-known parameters as [107] :

$$c_1 = \frac{\alpha}{2\alpha - 3}, \quad (3.9)$$

$$\beta' = \sqrt{\frac{3}{2(\alpha - 3)}} \xi^*, \quad (3.10)$$


---

$$\gamma = \sqrt{\frac{\alpha}{2(\alpha - 1)(2\alpha - 3)}} \xi^*. \quad (3.11)$$

Within the same framework, The mean height of summits  $y_s$  and the standard deviation of summit heights  $\sigma_s$  can be determined respectively by Eqs. (3.12) and (3.13) [114] where  $\bar{z}$  is the mean surface height :

$$y_s = \bar{z} + \frac{4\sqrt{m_0}}{\sqrt{\pi\alpha}}, \quad (3.12)$$

$$\sigma_s = \sqrt{\left(1 - \frac{0.8968}{\alpha}\right) m_0}. \quad (3.13)$$

However, the calculation of the spectral moments depends drastically on the chosen method, whether it is finite difference approximations [104], or continuous functions using the ACF-based [108] or PSD-based definition. The sensitivity of the discrete spectral moments to the resolution has been assessed in literature on both numerical [102] and real rough surfaces [100]. One can refer to [104] for a complete description of this method. Another method is to use analytical expressions for the spectral moments. Sista et al. [108] proposed to fit the Gaussian ACF ( $ACF^G$ ) to numerically calculated ACFs for randomly selected profiles from a surface. The  $ACF^G$  is given by Eq. (3.14) as :

$$ACF^G(\tau) = \sigma^2 e^{-\left(\frac{\tau}{\beta}\right)^2}, \quad (3.14)$$

where  $\beta$  is the correlation length. By transforming  $ACF^G$  to the Fourier domain, one can derive the  $PSD^G$  as follows :

$$PSD^G(q) = \frac{\sigma^2 \beta}{2\sqrt{\pi}} e^{-\left(\frac{q\beta}{2}\right)^2}. \quad (3.15)$$

Therefore, the spectral moments can be obtained by substituting the  $PSD^G$  (3.15) in Eq. (3.5). In the ACF-based method,  $m_2$  and  $m_4$  depend only on  $\sigma$  and  $\beta$ . Their respective expressions are given by Eq. (3.16) and Eq. (3.17) :

$$m_2 = \frac{2\sigma^2}{\beta^2}, \quad (3.16)$$


---

$$m_4 = \frac{12\sigma^2}{\beta^4}. \quad (3.17)$$

Once the spectral moments are known, the topography parameters can be computed using Nayak [107] and Bush formulae [78].

A more straightforward approach to derive the spectral moments is based on the computation of the 2D-PSD function. It is defined as the square amplitude per unit area of the spectrum of surface height. For measurements through a square window scan (i.e. same number of sampling points  $M$  in both directions), we write :

$$\text{PSD}(q_{x_k}, q_{y_l}) = \frac{\Delta^2}{(2\pi M)^2} |\text{FFT}(z(x_k, y_l))|^2, \quad (3.18)$$

where  $x_k, y_l$  and  $q_{x_k}, q_{y_l}$  refer respectively to the discrete spatial distances and discrete spatial frequencies,  $\Delta$  is the sampling length and FFT refers to the Fast Fourier Transform algorithm. For many real surfaces, the PSD function decays as a power-law from a critical frequency  $q_0 = 2\pi/\lambda_0$  known as the roll-off frequency [70, 71] up to the highest frequency  $q_s = 2\pi/\Delta$ . Observations in [70] show that it is possible to note a plateau region for  $q_L < q \leq q_0$  with  $q_L = 2\pi/L$  if the scan length  $L$  is large enough. The length of the plateau is referred to as the roll-off distance. Considering an isotropic surface, the PSD is axisymmetric and depends only on  $q = \sqrt{q_x^2 + q_y^2}$ . The general form of the PSD can be written as :

$$\text{PSD}(q) = \begin{cases} P_0 & \text{if } q_L < q \leq q_0 \\ P_0 \left(\frac{q}{q_0}\right)^c & \text{if } q_0 < q \leq q_s, \\ 0 & \text{else} \end{cases}, \quad (3.19)$$

where  $P_0$  is known as the plateau magnitude and the exponent  $c$  can be expressed depending on the Hurst component  $H$  as  $c = -2(1 + H)$ .

Fig. 3.1 shows the theoretical plot of the PSD with the different regions. The meaning of the plateau is that below a critical frequency (i.e.  $q_0$ ) surface heights are not correlated and act as white noise, whereas for high frequencies the roughness varies in a highly correlated manner [115]. Persson explained in [70] that deposition of atoms or particles on an originally flat substrate leads to surfaces with long-distance roll-off. In addition,

---



the roll-off wavelength  $\lambda_0$  can be seen as the distance over which the self-affine behaviour vanishes and is comparable to the diameter of the particles.

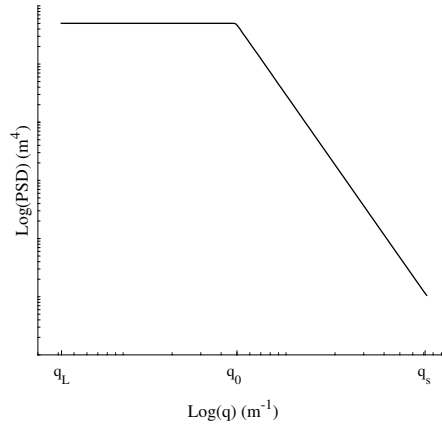


FIGURE 3.1 Theoretical power spectral density of a rough surface with a long-distance roll-off.

Furthermore, the expression of the second and the fourth spectral moments,  $m_2$  and  $m_4$  respectively, can be derived analytically by considering only the frequencies below  $q_0$  and under the assumption that  $q_L \ll q_0$ . More details of the development are given in appendix [5.2.7](#). We have :

$$m_2 = \frac{\pi}{4} P_0 q_0^4, \quad (3.20)$$

and

$$m_4 = \frac{\pi}{8} P_0 q_0^6. \quad (3.21)$$

Finally, the outline for the suggested approach to compute all the topography parameters can be summarized as follows :

1. Compute the 2D-PSD from AFM measurements using Eq. [\(3.18\)](#) ;
2. Estimate the plateau magnitude  $P_0$  and the roll-off frequency  $q_0$  using a suitable optimization scheme on the radially averaged 2D-PSD. The resolution consists of minimizing the objective function which is defined by :

$$\Theta = \sum_{i=1}^n (\text{PSD}_{\text{ref},i} - \text{PSD}_i)^2, \quad (3.22)$$

where the first term ( $\text{PSD}_{\text{ref}}$ ) is the radially averaged 2D-PSD defined by  $n$  discrete points, while the second term denotes the PSD in Eq. (3.19);

3. Compute the spectral moments using Eq. (3.20) and Eq. (3.21);
4. Estimate the topography parameters :  $D_s$ ,  $R_s$  and  $\phi_s$  through Eqs. (3.6) to (3.2.3).

### 3.2.4 Results and discussion

#### AFM and SEM analysis of gold rough micro-surface

Au is widely used in the fabrication of micro-switches, especially for electrical contacts in MEMS applications [95, 116, 96, 117]. Its strong resistance to oxidation and low electrical resistivity make it suitable for electro-mechanical contacts operating under low loads. In our work 200 mm Si substrates are used for the sputtering of 500 nm-thick Au on a 150 nm-thick layer of titanium-tungsten alloy (TiW) acting as an adhesion layer and diffusion barrier. The scale of interest chosen for analysis is justified by the application of electro-mechanical contacts in micro-switches, which have typical diameters of  $\sim 1 \mu\text{m}$  up to  $\sim 10 \mu\text{m}$ .

SEM analysis was performed using a LEO 1540 XB instrument which can achieve precise measurement of very small features and objects down to 50 nm in size. Fig. 3.2 presents SEM images highlighting uniformly distributed near-spherical particles of Au at two scales. SEM images are then post-processed using Gwyddion (a free and open source software) for the identification and the edge detection of Au particles. First, a low pass filter is applied to the original SEM image to reduce the embedded noise. Then, a thresholding with hysteresis is performed to enhance the local contrast and the quality of the edges in the image. Finally, a Gaussian step detection algorithm is used to extract the contour of particles [118]. The post-processed SEM images are used to identify Au particles and manually measure the long and short detectable diameters using the numerical ruler tool. The distribution of particles diameter  $d$ , measured on more than 300 particles, is given in Fig. 3.3, showing an average value of 85 nm while the density of particles is  $75 \pm 5 \mu\text{m}^{-2}$ .

The AFM measurements are performed on the Veeco Dimension 3100 instrument using a super sharp silicon probe with a guaranteed radius  $R_{\text{tip}} < 5 \text{ nm}$ . The Au surface is measured at scan lengths of  $9 \mu\text{m}$  and  $6 \mu\text{m}$  with a resolution of 512, and at a scan length of  $3 \mu\text{m}$  with three resolutions : 512, 256 and 128. Results are presented in Fig. 3.4. The different scanning lengths are considered to demonstrate scanning length independence since the surface can have a non-stationary behaviour and larger scan lengths can bring in the contributions of higher wavelengths. We confirm that despite larger scan lengths up to  $9 \mu\text{m}$ , the behavior of the PSD is conserved with the plateau region maintained (see

---

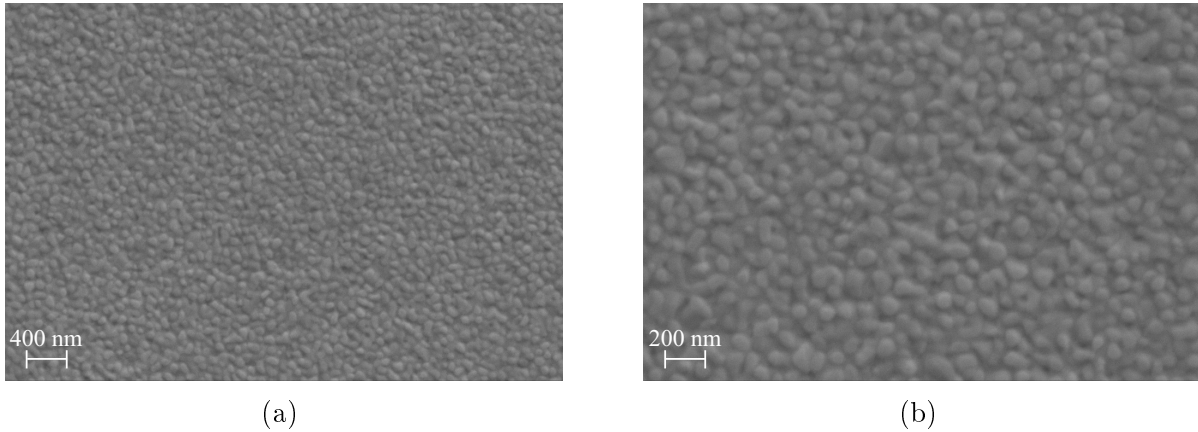


FIGURE 3.2 SEM images of Au rough surface at (a) high and (b) low magnifications.

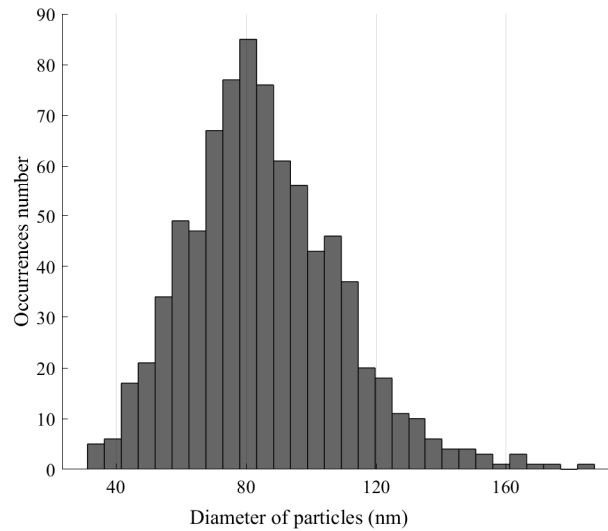


FIGURE 3.3 Distribution of the measured diameters of Au particles.

Fig. 3.6b). It can be seen from Fig. 3.5a that all surfaces have a near-Gaussian height distribution. For a quantitative description of the HDF shapes one can refer to the values of skewness and excess kurtosis in Table 3.1. The skewness is the third moment of the HDF and represents the degree of symmetry. The kurtosis is the fourth moment of the HDF and represents the pointedness, while the excess kurtosis is defined relative to the kurtosis of a Gaussian distribution (i.e. kurtosis - 3). In addition, all other statistical quantities (i.e. the standard deviation of surface heights  $\sigma$  and the maximum surface height) show minimal dependence on both scan length and resolution.

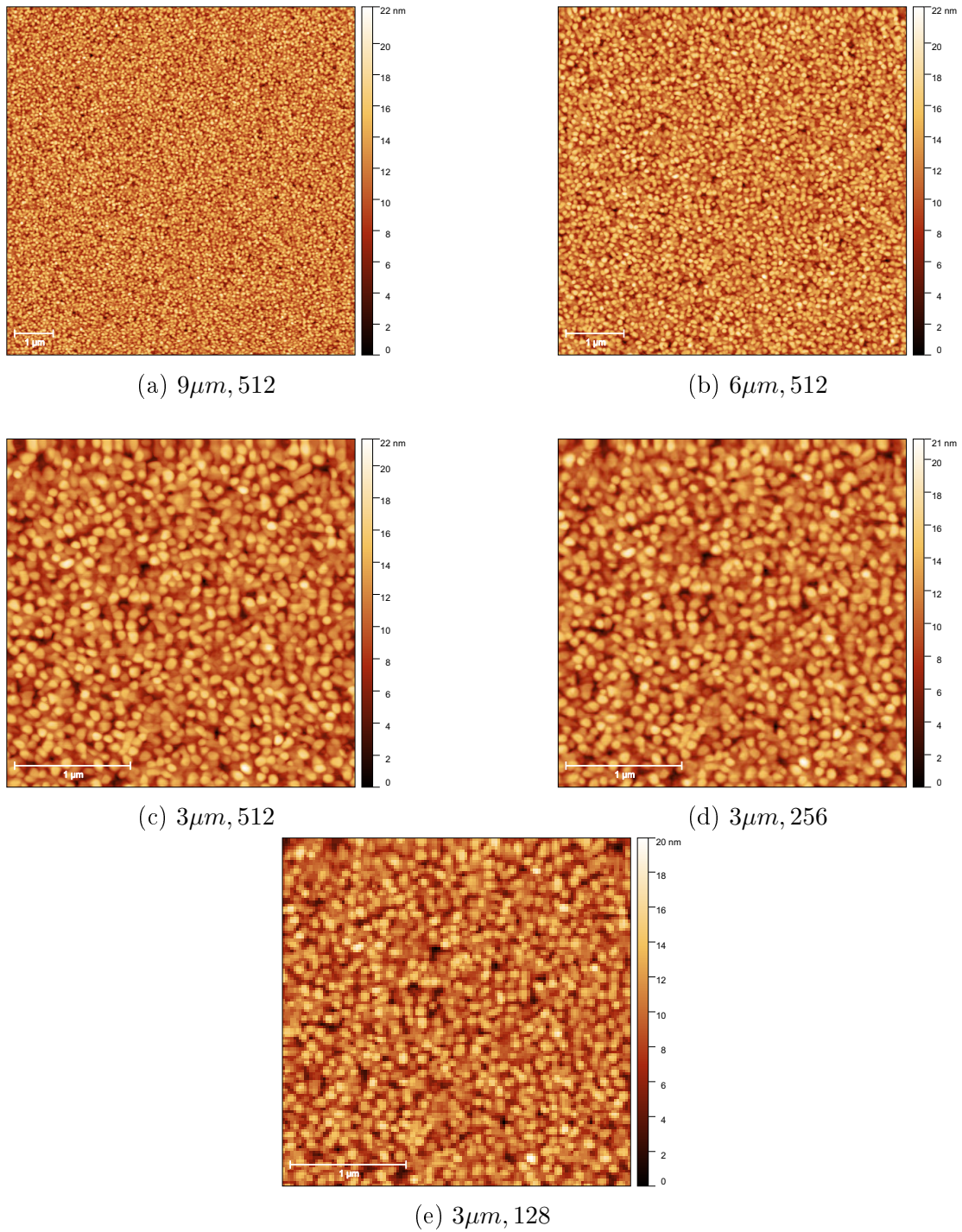


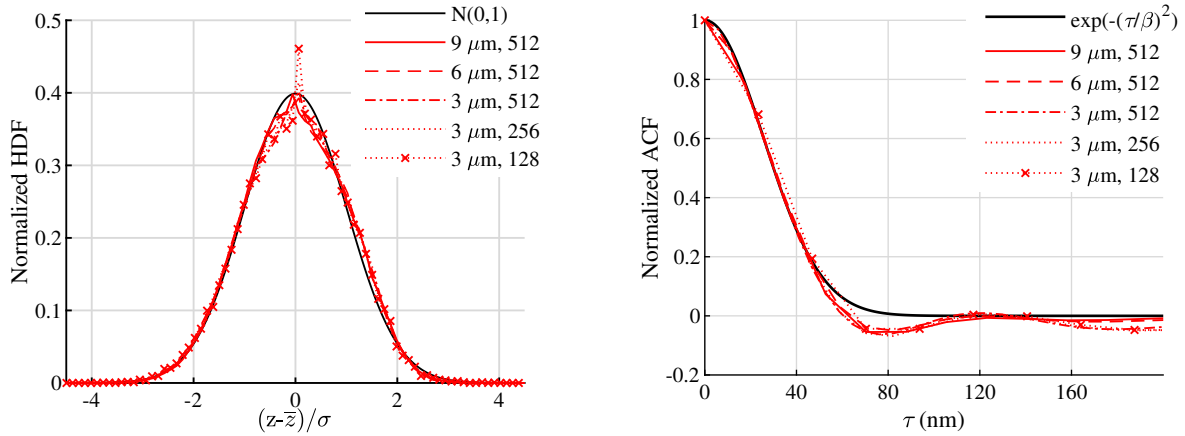
FIGURE 3.4 AFM measurements on Au surface at different scanning lengths and resolutions.

### Topography parameters estimation

The proposed PSD-based method is validated with the DC method on a numerically generated surface with smooth and well defined summits, and compared to the ACF-

TABLEAU 3.1 Statistical quantities from AFM measurements on Au rough surface at different scan lengths and resolutions : the standard deviation  $\sigma$ , the maximum height, the skewness and the excess kurtosis.

Scan length $L$ ( $\mu\text{m}$ )	Resolution	Std. $\sigma$ (nm)	Max. (nm)	Skew.	Excess kurt.
9	512	2.7	22.3	-0.02	-0.28
6	512	2.7	22.3	-0.06	-0.28
3	512	2.7	21.6	-0.07	-0.27
3	256	2.7	21.2	-0.07	-0.24
3	128	2.6	19.9	-0.07	-0.2



(a) The normalized height distribution function (HDF)

(b) The normalized autocorrelation function (ACF)

FIGURE 3.5 The HDF and ACF of Au micro-surface : (a) a comparison between the normalized HDF of the measured rough surfaces (red curve) and the standard Gaussian distribution (black curve). (b) A comparison between the ACF from the measured rough surface (red curve) and the Gaussian ACF (black curve) with  $\beta = 36$  nm.

based method in appendix 3.2.6. In this section only AFM measurement on  $3 \times 3 \mu\text{m}^2$  Au surface with a resolution of 512 (see Fig. 3.4c) is considered to compare the topography parameters from DC, ACF-based and PSD-based methods.

The computed PSD using Eq. (3.18) shows that the fabricated surface is highly isotropic and exhibits a plateau region for wavelengths above  $\lambda_0$  (see Fig. 3.6). For wavelengths lower than  $\lambda_0$ , the averaged PSD shows two linear regions : the first one is proportional to  $q^{-7}$  and the second is proportional to  $q^{-5}$  (see Fig. 3.6b). Church et al. [119] were the first to point out the effects of the finite size of the tip radius on the profile measurement. They advanced the conjecture that the spectrum of the measured profile is the same as that of the original profile up to a critical frequency  $q_c = 2\pi/\lambda_c$  after which the 1D-PSD

$\propto q^{-4}$ . The authors in [120] conducted extensive simulations on numerically generated rough surfaces. They demonstrated that when the 2D-PSD  $\propto q^{-5}$  (or 1D-PSD  $\propto q^{-4}$ ) this is an indicator that the tip shape filters out the contribution of small wavelengths  $\lambda < \lambda_c$  and the PSD values should not be considered in this range. For the Au surface, the plateau magnitude  $P_0$  and the wavelengths  $\lambda_0$  and  $\lambda_c$  are obtained by curve-fitting of the different regions of the PSD from a  $3 \times 3 \mu\text{m}^2$  Au surface with a resolution of 512. Their respective values are  $5.1 \times 10^{-34} \text{ m}^4$ ,  $100 \pm 5 \text{ nm}$  and  $60 \pm 5 \text{ nm}$ .

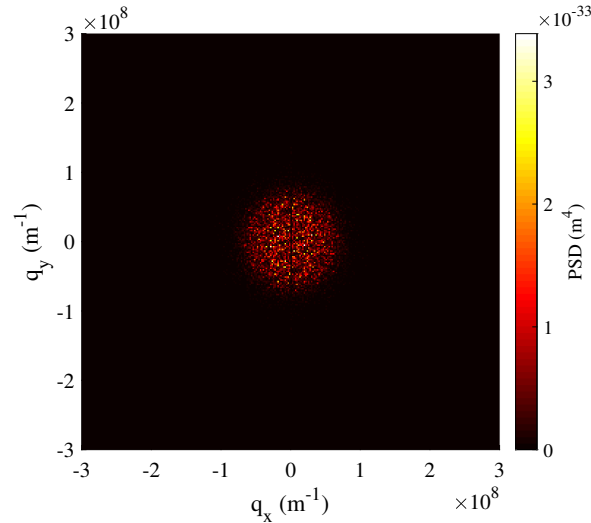
The measured ACF is presented in Fig. 3.5b where the fitted correlation length is  $\beta = 36 \pm 2 \text{ nm}$ . The ACF follows the analytical ACF<sup>G</sup> for spatial offsets up to 48 nm, after which it deviates and decays down to negative values.

The topography parameters are derived using DC, ACF-based and PSD-based methods, treating the mean surface height as the reference ( $\bar{z} = 0$ ). The estimated densities are compared to the measured density from SEM analysis that is taken as the reference in this investigation (see Table 3.2). The DC method is based on a local maximum detection scheme for summit identification and finite difference approximations to estimate  $R_s$ . This process falsely identifies every irregularity in the measured AFM signal as a summit and leads to a systematic overestimation of  $D_s$  and an underestimation of  $R_s$ .

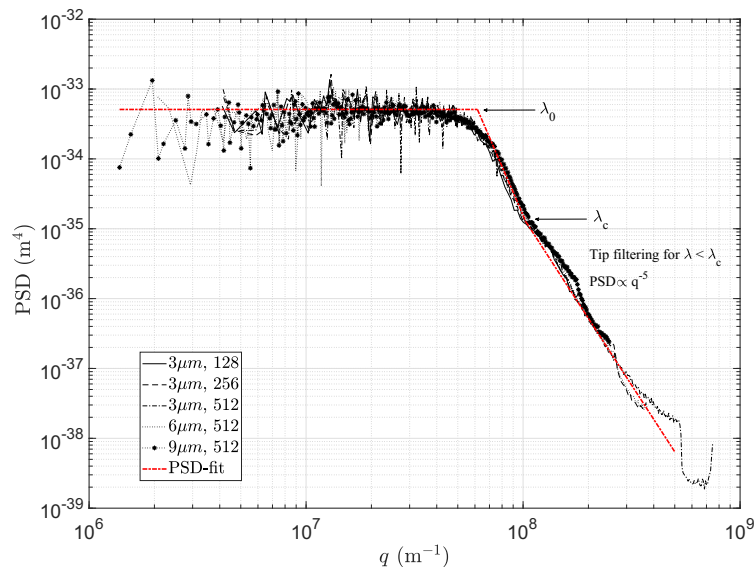
The resulting topography parameters from the ACF-based method are presented depending on the minimum and the maximum fitted values of  $\beta$  as  $X(\beta = 34\text{nm})$ - $X(\beta = 38\text{nm})$  where  $X$  can be  $D_s$ ,  $R_s$ ,  $\sigma_s$  or  $y_s$ . The estimated density  $D_s$  ranges between  $127 \mu\text{m}^{-2}$  and  $159 \mu\text{m}^{-2}$  and is not comparable with the SEM results. Unlike  $D_s$  and  $R_s$ , the parameters  $\sigma_s$  and  $y_s$  depend only on  $\sigma$ ,  $\bar{z}$  and  $\alpha$  (see Eq. (3.12) and Eq. (3.13)), and thus they are constant.

The results from the PSD-based approach are presented as  $X(\lambda_0 = 95 \text{ nm})$ - $X(\lambda_0 = 105 \text{ nm})$ . The density of summits range from  $55 \mu\text{m}^{-2}$  to  $67 \mu\text{m}^{-2}$ , giving an estimate closer to the measured density using SEM. The discrepancy is partially due to the small interval  $[q_0 ; q_c]$  which may lead to a biased curve-fitting of the linear region in the  $\log(\text{PSD}) - \log(q)$  plot (see Fig. 3.6b). More accurate values can be obtained by using a sharper AFM probe ; however, the effect of  $\lambda_c$  cannot be completely eliminated. For the specific value of  $\lambda_0 = 90 \text{ nm}$ , which is close to the mean diameter of particles  $d = 85 \text{ nm}$ , the estimated  $D_s = 75 \mu\text{m}^{-2}$  matches SEM results. The latter supports Persson's explanation that deposition of atoms or particles on an originally flat surface leads to surfaces with a long-distance roll-off, where the diameter of particles may act as the roll-off wavelength (see section 3.3 in [70]).

---



(a) 2D-PSD of the  $3 \times 3 \mu \text{ m}^2$  Au surface with a resolution of 512



(b) Averaged 2D-PSDs. The PSD-fit stands for data from the  $3 \times 3 \mu \text{ m}^2$  Au surface with a resolution of 512

FIGURE 3.6 Power spectral densities of Au rough surfaces with various scan lengths and resolutions : (a) the measured 2D-PSD and (b) the radially averaged 2D-PSD of surfaces in Fig. 3.4

The distribution of summit heights is given in its normalized form in Fig. 3.7 by taking  $y_s$  as the reference plane. The values of  $\sigma_s$  and  $y_s$  are listed in Table 3.2. The DC method takes into account irregularities on top of the main summits. This leads to an overestimation of the probability of finding a local maximum for large values of  $z$  and induces a deviation of the measured  $\phi_s$  towards positive values (i.e. negative skewness). In parallel, DC and

PSD-based methods were also tested on a numerically generated surface with guaranteed smooth summits, presented in the appendix 3.2.6. There is good agreement between DC and PSD parameter estimates of the generated surface, and with smooth summits the deterministic  $\phi_s$  shows no skewness (see Fig. 3.12).

TABLEAU 3.2 Topography parameters of Au surface estimated by DC, ACF-based and PSD-based methods

	$D_s$ ( $\mu\text{m}^{-2}$ )	$R_s$ (nm)	$\sigma_s$ (nm)	$y_s$ (nm)
<b>SEM</b> (reference)	$75 \pm 5$	-	-	-
<b>DC</b>	203	128	2.5	2.3
<b>ACF-based</b>	159-127	80-99	2.3	3.6
<b>PSD-based</b>	67-55	158-214	2.2-2.3	4.2-3.8

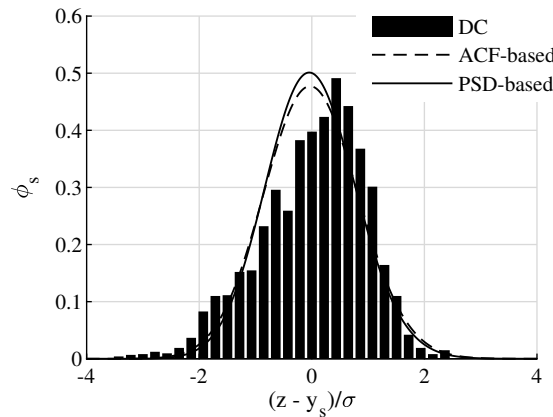


FIGURE 3.7 Distribution of summit heights of Au surface : a comparison between the DC, ACF-based and PSD-based methods.

### Effect of the sampling length

The sensitivity of the DC method and the finite SM method to the sampling length was assessed in literature on both numerical [102] and engineering [100] surfaces. In this section, DC, ACF-based and PSD-based methods are applied to all AFM measurements of sputtered Au micro-surfaces presented in Fig. 3.4, and the computed topography parameters are presented in Fig. 3.8. Considering the DC method, the estimated  $D_s$  decreases from  $203 \mu\text{m}^{-2}$  down to  $84 \mu\text{m}^{-2}$  with decreasing resolution while  $R_s$  increases (see Fig. 3.8b). The standard deviation of summit heights  $\sigma_s$  and the mean height of summits  $y_s$  respectively range from 1.9 nm to 2.5 nm and from 3.3 nm to 2.3 nm when the resolution increases from 128 to 512. Fig. 3.8a shows that at the highest resolution of 512, both  $D_s$  and  $\sigma_s$  decrease with the increase of the scan length while  $R_s$  and  $y_s$  increase. In addition, the results from  $6 \mu\text{m}$ , 512 (Fig. 3.4b) are similar to those from  $3 \mu\text{m}$ , 256 (Fig. 3.4d), with the two configurations leading to the same sampling length ( $\Delta = \text{scan length}/\text{resolution}$ )



of 11.7 nm. The increase of the resolution and the reduction of the scan length have an equivalent effect on the estimated topography parameters using the DC method, and a large sampling length results in a smaller number of identified summits with much higher radii (comparing Fig. 3.8a to Fig. 3.8b).

The ACF-based method depends only on the correlation length  $\beta$  and the standard deviation of surface heights  $\sigma$  to estimate  $D_s$ ,  $R_s$ ,  $\sigma_s$  and  $y_s$ . The computed HDF and ACF for the different Au surfaces show a low dependence on both scan length and resolution (see Fig. 3.5), and therefore a low dependence of the computed topography parameters as can be seen in Figs. 3.8c and 3.8d. Sista et al. [108] estimated the spectral moments from a high density poly-ethylene (HDPE) micro-surface at different resolutions using the Gaussian ACF assumption. They stated that the method reduces the sensitivity of the estimated spectral moments to the measurement resolution, and argued that the Gaussian ACF is a better choice to estimate the topography parameters. Despite the robustness of the ACF-based method, the estimated  $D_s$  is not in agreement with SEM estimation and hence the accuracy of other topography parameters is also questionable. In fact, the choice of the Gaussian ACF approximation may not be appropriate for surfaces with a bandwidth parameter  $\alpha \neq 3$  ( $\alpha \approx 2.1$  for the considered Au surfaces).

The PSD-based method benefits from the low dependence of the PSD function to both scan length and resolution (see Fig. 3.6b) and therefore gives a single description of the topography parameters with small variations (see Figs. 3.8e and 3.8f). In addition, the PSD-based method leads to more comparable results to SEM analysis. The proposed approach is therefore more suitable to extract the topography parameters for the study of the contact between rough micro-surfaces.

### 3.2.5 Conclusion

This paper proposes a systematic methodology to statistically estimate the density  $D_s$ , the mean radius  $R_s$  and the height distribution  $\phi_s$  of summits for rough micro-surfaces of thin films for the development of asperity-based contact models. The proposed approach is based on the analysis of the PSD function and is found to reduce the dependence of the topography parameters to the sampling length while predicting a density  $D_s$  comparable with SEM analysis.

The comparison of the DC, ACF-based and the proposed PSD-based methods was validated by using all three methods on the same AFM measurements of gold coating. Scanning length and resolution were varied to evaluate their impact on estimates. The DC method combines both identification schemes and finite difference approximation, and as a result

---

it has high dependence on scan length and resolution. The ACF-based method is less dependent, filtering out the contribution of very small wavelengths. However, the Gaussian choice of the ACF leads to a systematic bandwidth parameter  $\alpha = 3$ , which may be an inappropriate filter for a surface with other values of  $\alpha$ . For both DC and ACF, the estimated  $D_s$  is not comparable with SEM for the considered Au surface, and as a result the other estimated topography parameters are questionable. In the PSD-based method, the computed PSD is taken as an input, while the plateau  $P_0$  and the roll-off frequency  $q_0$  are obtained by fitting algorithms. Simplified expressions of the spectral moments are proposed by considering wavelengths larger than the characteristic  $\lambda_0$ . This more generalized filtering process is less dependent on the sampling length and gives a single estimate of topography parameters. In addition, the PSD-based estimated  $D_s$  is comparable with SEM analysis. The proposed approach is thus more suitable to estimate inputs for asperity-based models from AFM measurements on experimental surfaces for the study of the mechanical and electrical contact in micro-switches.

## Acknowledgements

This document is the results of the research project funded by the Natural Sciences and Engineering Research Council (NSERC Canada), by Prompt (a member of the QuébecInnove organization), and by Teledyne DALSA Semiconductor, with special acknowledgement given to Pr. Raafat Mansour, Tejinder Singh, Ahmed A. Abdel Aziz and Jaouad Marzouk of the Centre for Integrated RF Engineering (CIRFE) for advisement on RF MEMS.

### 3.2.6 Additional material

#### Derivation of the spectral moments

The calculations in this section are based on the development in Yasterbov et al. [75]. The  $n$ -th spectral moment of a homogeneous isotropic Gaussian surface can be written as [107] :

$$m_{n,0} = \iint_{-\infty}^{+\infty} q_x^n \text{PSD}(q_x, q_y) dq_x dq_y. \quad (\text{A.1})$$

We assume an axisymmetric PSD bounded between spatial frequencies  $q_L$  and  $q_s$  (see Eq. (3.19)). This leads to the following expression :

$$m_{n,0} = \int_{q_L}^{q_s} \int_0^{2\pi} [q \cos(\phi)]^n \text{PSD}(q) q dq d\phi, \quad (\text{A.2})$$


---

with  $q = \sqrt{q_x^2 + q_y^2}$  and  $\phi = \arctan q_y/q_x$  being the radial and angular coordinates respectively. Considering only frequencies lower than  $q_0$  and under the hypothesis that  $q_L \ll q_0$ , Eq. (A.2) is simplified to :

$$m_{n,0} \approx \int_{q_L}^{q_0} \int_0^{2\pi} [q \cos(\phi)]^n P_0 q dq d\phi = P_0 \int_0^{2\pi} [\cos(\phi)]^n \frac{q^{n+2}}{n+2} \Big|_{q_L}^{q_0} d\phi \approx P_0 T(n) \frac{q_0^{n+2}}{n+2}, \quad (\text{A.3})$$

where  $T(n)$  is given by :

$$T(n) = \int_0^{2\pi} [\cos(\phi)]^n d\phi = \begin{cases} \pi & \text{if } n = 2 \\ 3\pi/4 & \text{if } n = 4 \end{cases}. \quad (\text{A.4})$$

Eq. (3.20) and Eq. (3.21) are directly derived from Eq. (A.3) by substituting  $n$  by 2 and 4 respectively.

### Validation of the PSD-based method

A rough surface, with smooth and well defined summits (see Fig. 3.9b), is numerically generated to compare the spectral moments-based approaches (i.e. ACF-based and PSD-based methods) to the DC method taken as the reference in this section. A  $3 \times 3 \mu\text{m}^2$  isotropic Gaussian rough surface is generated using an implementation inspired by the Wu method [121] and based on the PSD definition in Eq. (3.19) which is commonly used to generate rough surfaces [81] (see Fig. 3.9). The implementation consists of performing the invert FFT algorithm on the PSD function, while the conjugate symmetry conditions are applied to the randomly generated amplitudes and phases to restrict the surface heights to real values [121]. The surface geometry is characterized by several parameters, namely, (i) the standard deviation of surface heights  $\sigma = 2.8 \text{ nm}$ , (ii) the roll-off frequency  $q_0 = 2\pi/\lambda_0$  with  $\lambda_0 = 90 \text{ nm}$ , (iii) the scanning length  $L = 3 \mu\text{m}$ , (iv) the sampling length  $\Delta = 2.93 \text{ nm}$  and (v) the exponent  $c$ . These characteristics are taken as inputs. The surface is then generated with smooth summits as shown in Fig. 3.9b. This is achieved intentionally by setting the exponent  $c$  to a low value of  $-22$  (i.e.  $H = 10$ ) in order to reduce the interval  $[q_0, q_s]$  and thus the contribution of very small wavelengths on top of the main waviness. Such a surface cannot be described as a fractal at any scale. Fig. 3.9 shows a 2D plot of the generated surface and the corresponding 1D profile.

The calculated statistical functions are in good agreement with the initial set-points : the height distribution function (HDF) is successfully compared with the normalized Gaussian

---

distribution in Fig. 3.10a. The 2D plot of the PSD in Fig. 3.11a shows that the generated surface is isotropic and the values of  $q_0$  and  $c$  can be verified from the averaged 2D-PSD given in Fig. 3.11b. It is found that the generated surface has a nearly Gaussian ACF with a correlation length  $\beta = 35$  nm which allows investigation by the ACF-based method (see Fig. 3.10b).

The topography parameters from the different methods are given in Table 3.3. By taking the DC method as the reference, the relative errors on  $D_s$  and  $R_s$  are respectively  $-9.6\%$  and  $-2\%$  for the PSD-based approach. The calculated density of summits using the DC method shows that the generated surface has more than 500 summits, making the derived topography parameters statistically representative. Even if the surface exhibits a nearly Gaussian ACF, the ACF-based method overestimates  $D_s$  and underestimates  $R_s$  with relative errors of  $77\%$  and  $-49\%$ . The measured ACF is not a perfect Gaussian and decays to negative values which may contribute to the observed discrepancies. Furthermore, a theoretical limitation associated with the choice of a Gaussian ACF is the bandwidth parameter  $\alpha = 3$  regardless of the considered surface. This constrains  $\phi_s$  to a specific shape and may lead to biased values of the estimated spectral moments.

The deterministic and statistical distributions of summit heights are presented in Fig. 3.12 with the mean height of summits  $y_s$  taken as the reference plane. Both the ACF and PSD-based methods give an estimate close to the real distribution of summits heights, with the proposed approach giving a better prediction of  $\sigma_s$  and  $y_s$  (see Table 3.3).

TABLEAU 3.3 Topography parameters of the generated surface estimated by DC, ACF-based and PSD-based methods

	$D_s$ ( $\mu\text{m}^{-2}$ )	$R_s$ (nm)	$\sigma_s$ (nm)	$y_s$ (nm)
<b>DC</b> (reference)	83	144	2.1	4.5
<b>ACF-based</b>	147	73	2.3	3.6
<b>PSD-based</b>	75	141	2.1	4.3

---

3.2. ARTICLE 1 : SPECTRAL ANALYSIS OF THE TOPOGRAPHY PARAMETERS FOR ISOTROPIC GAUSSIAN ROUGH SURFACES APPLIED TO GOLD COATING

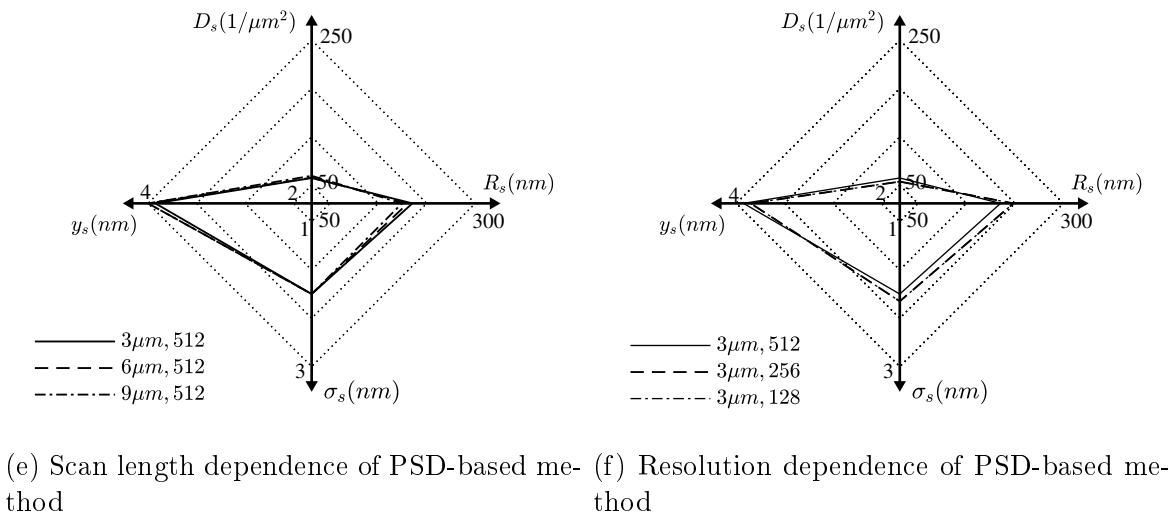
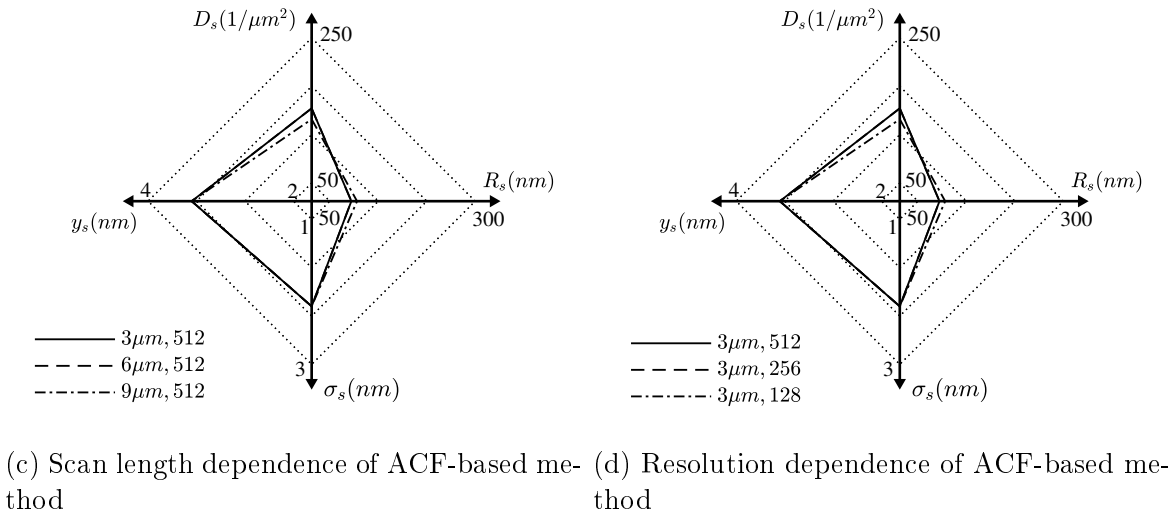
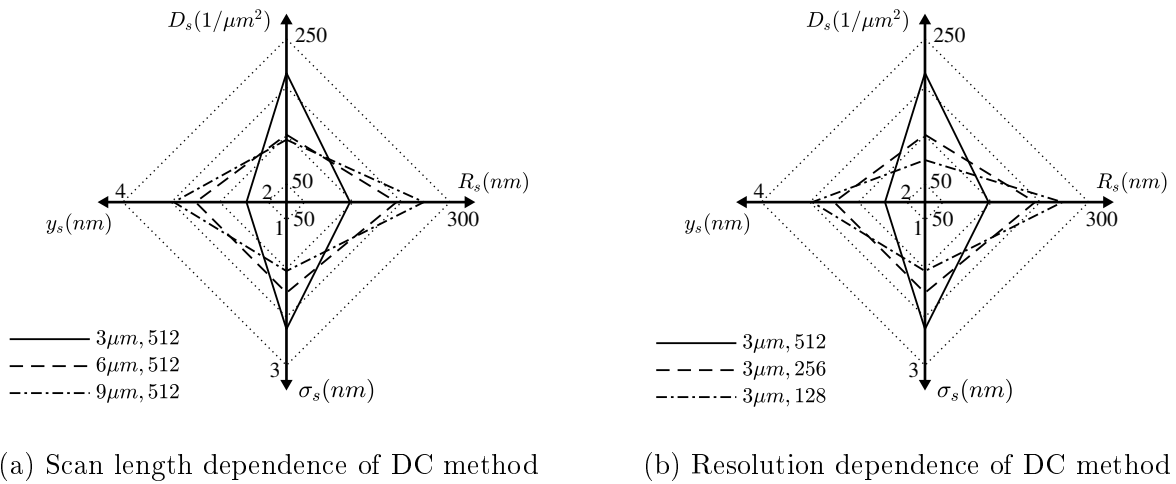
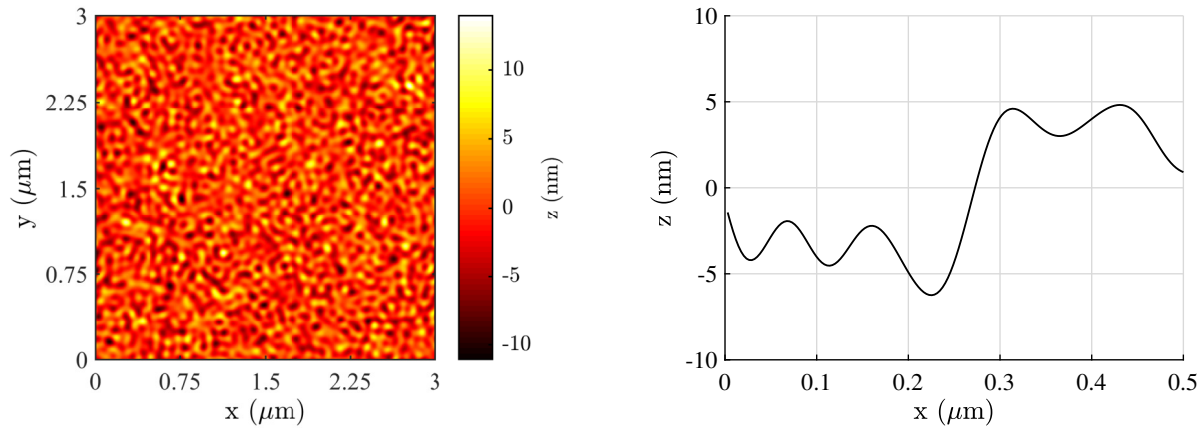
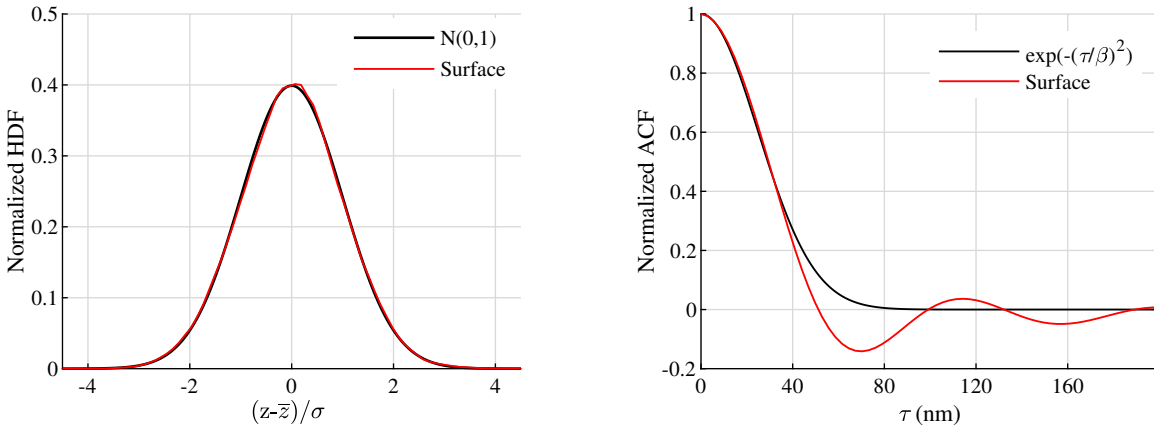


FIGURE 3.8 Topography parameters derived using DC, ACF-based and PSD-based methods on Au rough surfaces with three scan lengths and three resolutions.



(a) 2D profile of the generated surface (b) 500 nm 1D profile of the generated surface

FIGURE 3.9 The generated rough surface : (a) 2D profile (b) 1D profile.



(a) The normalized height distribution function (HDF)

(b) The normalized autocorrelation function (ACF)

FIGURE 3.10 The HDF and ACF functions for the generated rough surface : (a) comparison between the normalized HDF of the generated rough surface (red curve) and the standard Gaussian distribution (black curve). (b) Comparison between the measured ACF from the generated rough surface (red curve) and the Gaussian ACF (black curve) with  $\beta = 35$  nm.

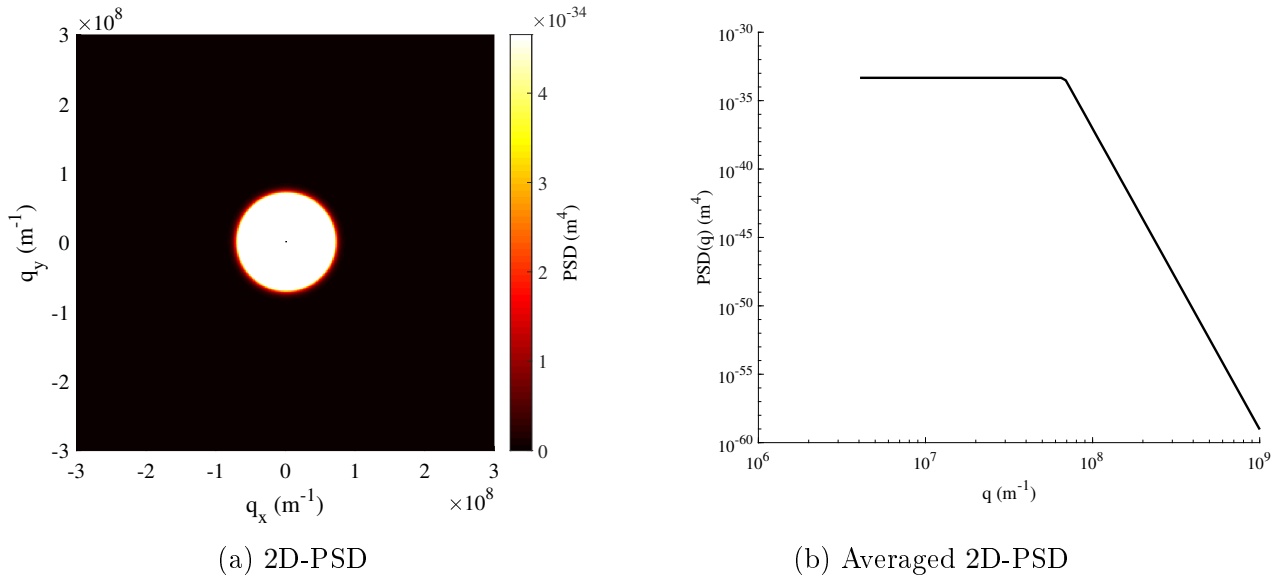


FIGURE 3.11 Power spectral density of rough surface : (a) the measured 2D-PSD from the generated surface and (b) the radially averaged PSD showing a plateau for  $q_L < q \leq q_0$  and a linear region for  $q_0 < q \leq q_s$ .

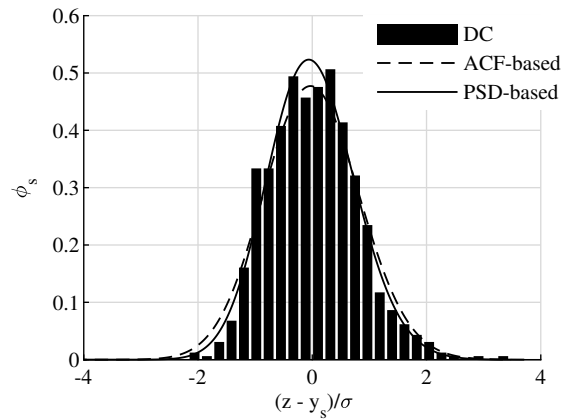


FIGURE 3.12 Distribution of summit heights of the generated surface : a comparison between the DC method considered as a reference, the ACF-based and the PSD-based methods.





# CHAPITRE 4

## SIMULATION DU CONTACT ÉLECTROMÉCANIQUE POUR LES MICRO-COMMUTATEURS : APPLICATION À UN FILM MINCE d'OR

### 4.1 Introduction

Le contact entre surfaces rugueuses est un phénomène présent dans diverses applications macroscopiques tels les systèmes de freinage [122] et le contact roue–asphalte [79], et microscopiques tels les collages entre wafer de Si [123, 51, 124], les micro-valves [125] et les micro-relais électriques [43, 46]. En particulier, le contact électromécanique est la région la plus critique des micro-relais de type MEMS. Il définit les performances électriques du composant ainsi que sa durée de vie [97, 43, 46]. L'estimation de l'aire réelle de contact permet de prédire la résistance électrique de contact ainsi que la pression mécanique et peut aider au bon dimensionnement de la région du contact.

Dans la fabrication des MEMS, les électrodes de contact sont réalisées par évaporation ou pulvérisation cathodique d'atomes métalliques. Les atomes s'agencent en grains et créent une topographie de surface caractérisée par une succession de maxima et de minima. Quand deux surfaces se touchent, la zone de contact est localisée aux sommets les plus hauts et l'aire réelle de contact ne représente qu'une fraction de l'aire nominale.

Il existe différentes méthodes analytiques [76, 77, 78, 79, 80], semi-analytiques [99, 126, 15] et numériques [72, 73, 74, 75, 14] pour résoudre le problème du contact mécanique rugueux. D'un point de vue numérique, et pour les micro-contacts dans les MEMS, Peyrou et al. [72], Pennec et al. [73] et Liu et al. [74] ont proposé de mesurer la topographie réelle de la surface rugueuse en utilisant un profilomètre optique, traiter les données avec MATLAB et les importer dans un format compatible avec ANSYS *Parametric Design Language* (APDL) pour la résolution du contact par la méthode des éléments finis (FEM). Cela peut être long et fastidieux lorsque la région de contact est large. Implémenter la rugosité avec un pas nanométrique implique un grand nombre d'éléments de contact et donc un long temps de calcul. La définition de matériaux élastiques-plastiques dans le modèle conduit à une surcharge et peut empêcher les calculs d'aboutir [73]. Il existe d'autres méthodes de calcul numérique qui ne sont pas d'usage commun par la communauté des MEMS. Par exemple, la

méthode des éléments finis de frontière (BEM) permet la résolution des équations issues des méthodes intégrales. Elle est particulièrement adaptée à l'étude de problèmes de fissuration 3D [127, 128], d'acoustique [129] et de contact mécanique [130, 81]. La méthode BEM fournit une bonne précision et une grande simplicité de maillage en comparaison de la méthode FEM qui nécessite souvent une préparation lourde des maillages, mais reste limitée au régime élastique.

Récemment, Zhang et al. [15] ont développé un modèle semi-analytique ( $GW_{Ext}$ ), inspiré du modèle des aspérités de Greenwood et Williamson [76] (GW), et qui reproduit les résultats des simulations FEM tout en réduisant le temps de calcul. Le modèle  $GW_{Ext}$  considère les aspérités comme des sinusoides 3D et prend en compte l'effet de l'interaction mécanique entre les aspérités. Le modèle  $GW_{Ext}$  approche les résultats des simulations FEM sous Abacus pour la déformation d'une aspérité en contact avec un plan rigide (i.e., aire réelle—déplacement et force de contact—déplacement), dans les domaines élastique et plastique, par des formules analytiques puis les généralise à la totalité de la surface rugueuse. Zhang et al. [15] ont montré que la forme de l'aspérité influence les lois comportementales d'une aspérité, principalement dans le régime plastique, et qu'une représentation sinusoidale de l'aspérité est mieux appropriée qu'une représentation sphérique [131]. D'un point de vue électrique, le courant circule à travers les points de contact, généralement considérés circulaires et appelés  $\alpha$ -spot, et le mode de conduction varie de diffusif à balistique dépendamment de leur rayon. En plus de la contribution individuelle de chaque  $\alpha$ -spot, la résistance électrique de contact, notée ECR, fait intervenir un terme d'interaction qui dépend du nombre d'aspérités en contact, de leurs espacements et des résistivités électriques des matériaux de contact [87].

Les modèles des aspérités sont à priori adaptés pour estimer la résistance électrique de contact pour les applications MEMS. Cependant leurs résultats dépendent de la méthode utilisée pour extraire les paramètres de topographie des surfaces de contact.

L'objectif de ce chapitre est de compléter les précédentes études [72, 73, 74, 132] en introduisant une approche simple et directe qui permet de prédire le comportement mécanique et d'estimer la résistance électrique de contact pour les micro-relais ohmiques à partir de la topographie réelle des surfaces de contact. L'approche proposée est présentée comme suit : premièrement, la surface est mesurée à l'aide d'un microscope à force atomique (AFM) et les paramètres de la topographie des surfaces de contact, i.e., densité  $D_a$ , rayon de courbure moyen  $R_a$  et distribution des hauteurs  $\phi_a$  des aspérités, sont analysés par la méthode spectrale que nous avons développée dans le chapitre 3 et qui a fait l'objet d'une publication [69]. Deuxièmement, le contact mécanique est simulé (i) dans le domaine

élastique en utilisant les modèles GW [98] et  $GW_{Ext}^E$  [15], et (ii) dans le domaine plastique en adoptant le modèle KE [131] et  $GW_{Ext}^P$  [15]. Finalement, la résistance électrique de contact est calculée en fonction de l'aire réelle de contact et en tenant compte des différents modes de conduction électrique. Les modèles mécaniques et électriques utilisés sont introduits et analysés dans l'annexe A. Les modèles sont formulés pour décrire le comportement d'une seule aspérité puis ils sont généralisés à la totalité de la surface rugueuse. L'approche proposée est appliquée à un revêtement d'Au de 500 nm d'épaisseur, déposé par pulvérisation cathodique sur un wafer de Si, choisi pour sa pertinence par rapport aux contacts électriques dans les MEMS. Les propriétés physiques des métaux utilisés dans cette analyse sont présentés dans le tableau 4.1.

Metal	$\rho$ ( $\mu\Omega.cm$ )	$\lambda_e$ (nm)	$E^*$ (GPa)	$H$ (GPa)
Au	2.2 <sup>a</sup>	37.7 <sup>c</sup>	140 <sup>d</sup>	2.2 <sup>d</sup>
Ru	12.8 <sup>b</sup>	6.6 <sup>c</sup>	268 <sup>d</sup>	15.5 <sup>d</sup>

<sup>a</sup> [18].

<sup>b</sup> Mesure 4 pointes.

<sup>c</sup> [133].

<sup>d</sup> Mesures par nanoindentation.

TABLEAU 4.1 Propriétés physiques utilisés dans les simulations mécaniques et électriques.  $\rho$ ,  $\lambda_e$ ,  $E^*$  et  $H$  font référence à résistivité électrique, le libre parcours moyen des électrons dans le métal, le module de Young réduit et dureté mécanique, respectivement.

## 4.2 Extraction des paramètres de topographie de la surface d'Au

Comme discuté dans le chapitre précédent, le dépôt de couches métalliques minces par pulvérisation cathodique peut conduire à la formation de surfaces de contact isotropiques, gaussiennes et avec une densité spectrale de puissance (*power spectral density*(PSD)) qui sature à partir d'une certaine longueur d'onde comparable au diamètre moyen des grains métalliques [70, 69]. Dans notre approche introduite dans le chapitre 3 [69], nous avons appliqué la théorie de Nayak [107] pour extraire les paramètres de topographie de surface d'un film d'Au épais de 500 nm déposé sur un wafer de Si. Notre méthode repose sur l'analyse de la PSD et réduit la sensibilité de  $R_a$ ,  $D_a$  et  $\phi_a$  à la résolution de l'AFM. Les valeurs considérées pour  $R_a$  et  $D_a$  sont 185 nm et  $60.4 \mu m^{-1}$  respectivement.  $\phi_a$  ne dépend que du paramètre de Nayak qui vaut 2.21 pour la surface considérée. La figure 4.1 présente des captures AFM et SEM de la surface d'Au caractérisée. Elle met en évidence la distribution des hauteurs de surface  $\phi$  et celle des aspérités  $\phi_a$  (i.e., les points de contact

potentiels).  $R_a$ ,  $D_a$  et  $\phi_a$  sont alors utilisés comme entrées dans les modèles mécaniques et électriques pour la prédiction de la résistance de contact.

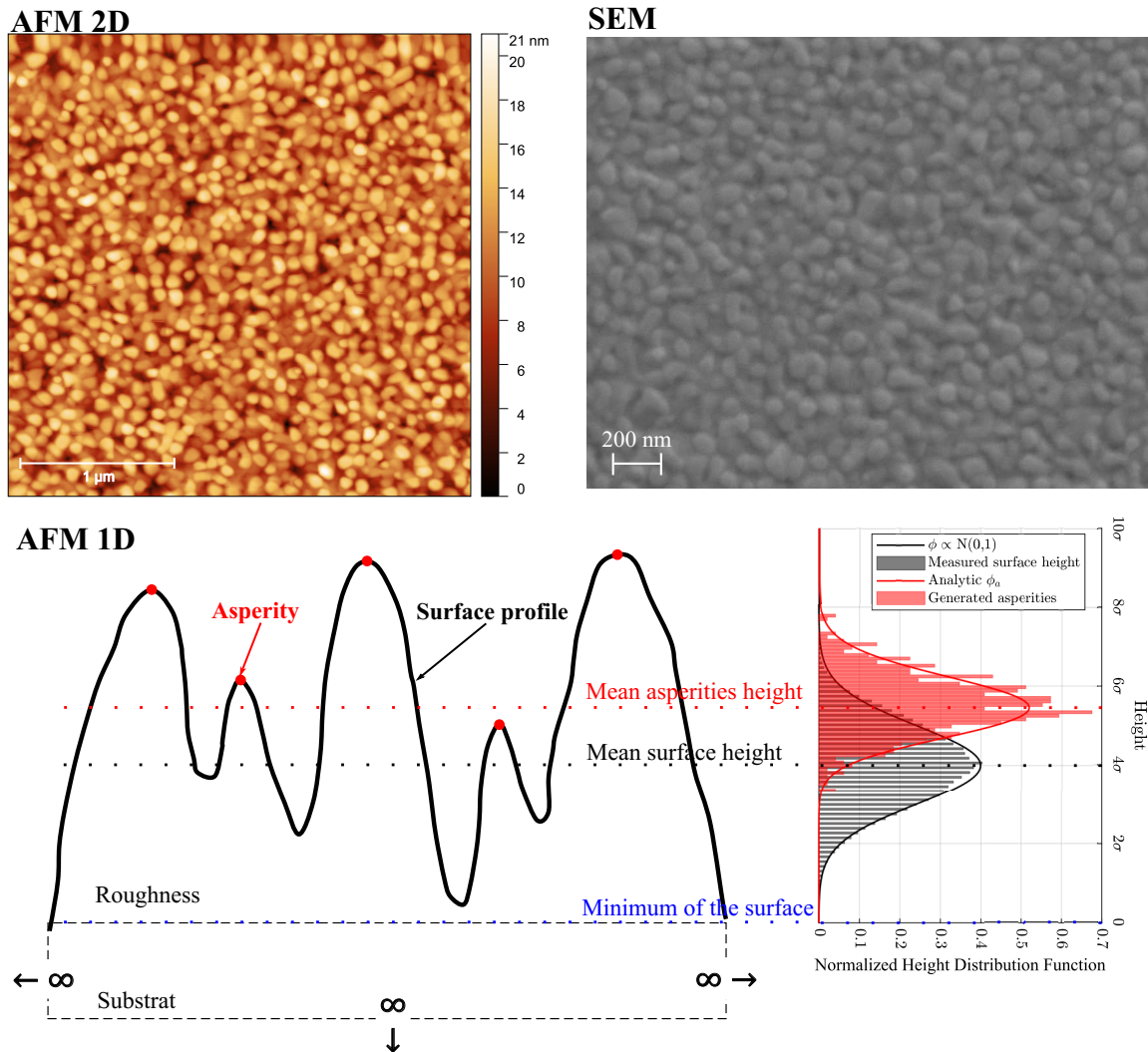


FIGURE 4.1 De haut en bas : (i) analyse AFM et SEM d’une surface d’Au et (ii) profil AFM 1D mettant en avant la distribution des hauteurs de surface  $\phi$  et celle des aspérités  $\phi_a$ .

### 4.3 Résultats et discussion

#### *Une aspérité*

Dans un premier temps le comportement mécanique d’une seule aspérité de hauteur 20 nm, avec un rayon de courbure de 185 nm, en contact avec un plan rigide est simulé en régime élastique (courbes noires) et plastique (courbes rouges). La figure 4.2a présente les relations aire réelle de contact–force de contact. La simulation est contrôlée en déplacement et prend fin pour un déplacement total égale à la hauteur initiale de l’aspérité. La

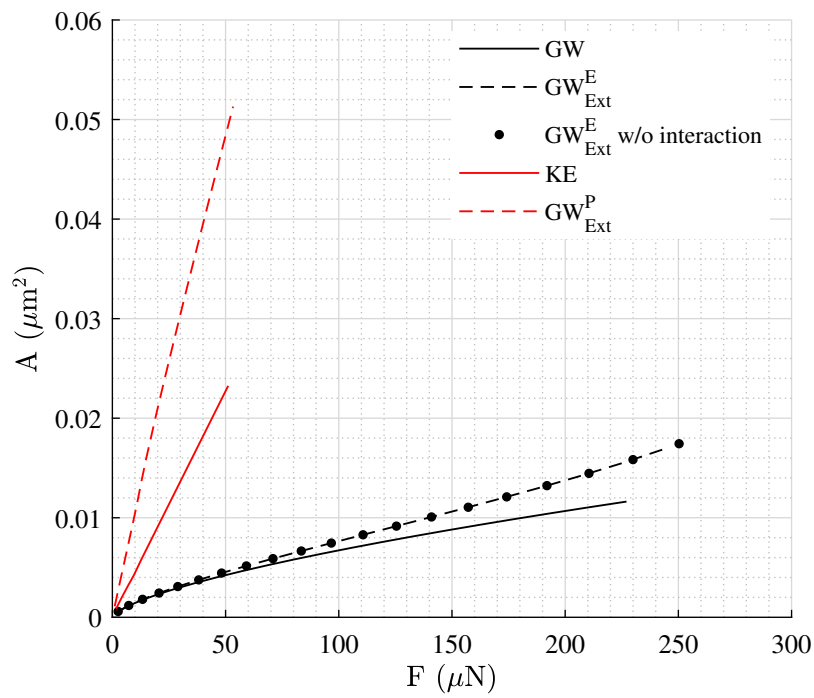
comparaison des modèles élastiques de GW<sup>[1]</sup> et GW<sup>E</sup><sub>Ext</sub> w/o interaction<sup>[2]</sup> montre que la forme de l'aspérité (i.e., sphérique contre sinusoïde) n'a pas d'effet majeur, et que l'aire de contact estimée sous l'application d'une force de 200  $\mu\text{N}$  est de  $1.1 \times 10^{-14}$  et  $1.4 \times 10^{-14}$   $\mu\text{m}^2$  pour GW et GW<sup>E</sup><sub>Ext</sub> w/o interaction respectivement. De plus, les résultats des modèles GW<sup>E</sup><sub>Ext</sub> et GW<sup>E</sup><sub>Ext</sub> w/o interaction sont identiques et donc la déformation du substrat est négligeable dans le cadre de l'aspérité d'au considérée. En régime plastique une force de 50  $\mu\text{N}$  est nécessaire pour aplatissement total de l'aspérité, et il est remarqué qu'une aspérité sinusoïdale (GW<sup>P</sup><sub>Ext</sub>) conduit à une aire de contact plus grande. Ce dernier résultat est connu de la littérature <sup>[15]</sup>.

---

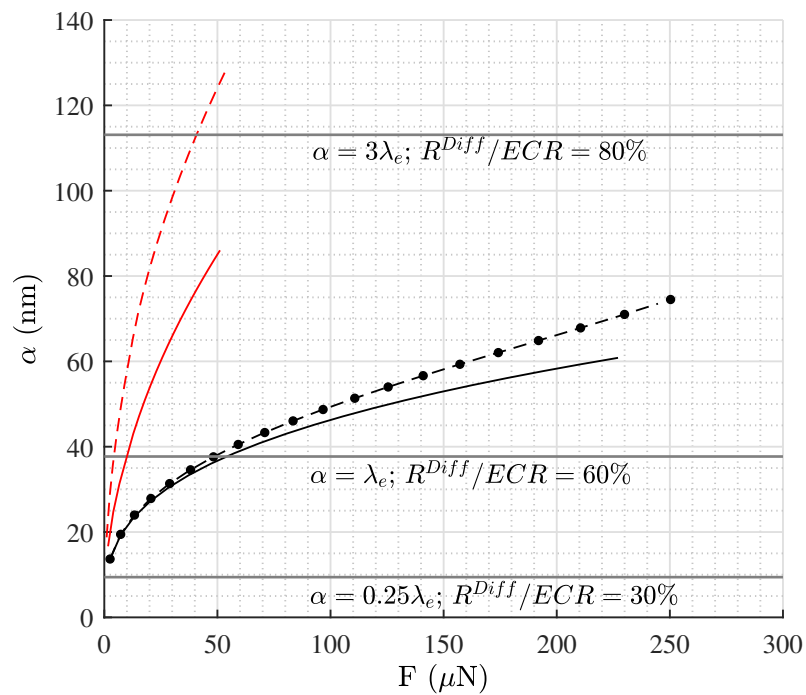
1. Le modèle GW représente l'aspérité par une sphère isolée du substrat

2. Le modèle GW<sup>E</sup><sub>Ext</sub> w/o interaction représente l'aspérité par une sinusoïde 3D isolée du substrat. Le modèle GW<sup>E</sup><sub>Ext</sub> considère, lors de la compression d'une aspérité, que le déplacement total est en partie accommodé par le déplacement du substrat sous l'aspérité en contact. Les détails des différents modèles mécaniques sont présentés dans l'annexe <sup>[A]</sup>

---



(a)



(b)

FIGURE 4.2 Pour une aspérité d'au : (a) aire réelle et (b) rayon de contact en fonction de la force de contact.

La figure 4.2b présente le rayon de contact  $\alpha$  de l'aspérité pour les différents modèles. On supposera que le plan rigide possède une résistivité électrique équivalente à celle de l'Au. La résistance électrique d'une seule aspérité est alors calculée à travers l'équation A.31 sans considérer le terme d'interaction et les résultats sont introduit dans la figure 4.3. Pour  $\alpha$  suffisamment petit, avec des dimensions comparables ou inférieures au libre parcours moyen des électrons, le transport des électrons est décrit par une conduction balistique ou quasi-balistique. La contribution de la conduction par diffusion ( $R^{Diff}$ ) atteint une contribution supérieure à 80 % pour  $\alpha$  supérieure à  $3\lambda_e$ . À titre de comparaison, sous un chargement de 50  $\mu\text{N}$  l'ECR prend des valeurs de 0.11, 0.17, 0.47 et 0.5  $\Omega$  pour chacun des modèles  $\text{GW}_{Ext}^P$ , KE,  $\text{GW}_{Ext}^E$  et GW respectivement.

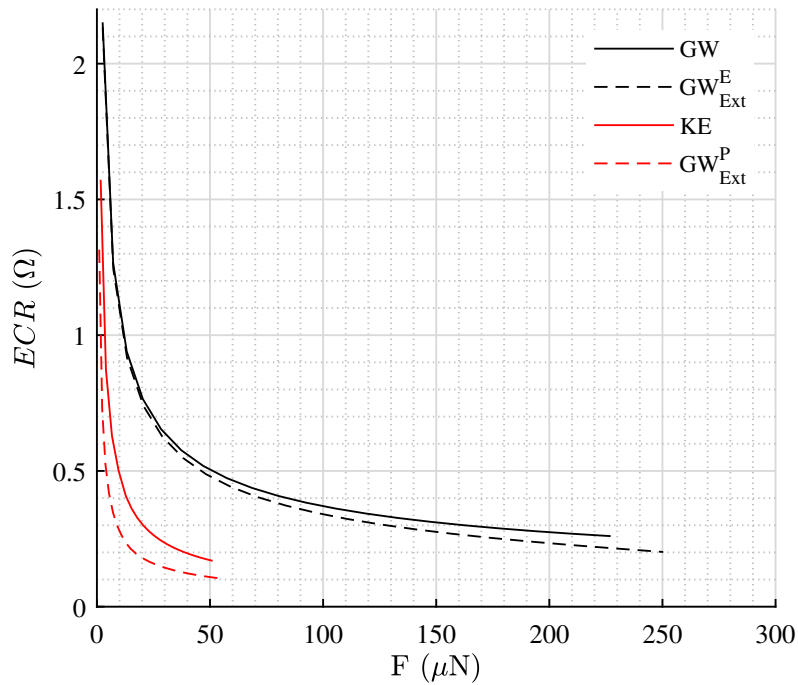


FIGURE 4.3 Résistance électrique pour une aspérité d'Au soumise à un chargement mécanique en considérant différents modèles mécanique et modes de conduction électrique.

*Une surface rugueuse*

Concrètement, une surface est composée d'un ensemble d'aspérités et les comportements mécanique et électrique d'une aspérité peuvent influencer la réponse des aspérités voisines. Considérons un ensemble d'aspérités suivant une distribution  $\phi_a$ , comme illustré dans la figure [4.1](#), en contact avec un plan rigide.

La plupart des MEMS à contact ohmique opère sous des chargements  $\leq 1$  mN [\[43\]](#), [\[134\]](#), [\[46\]](#) à l'exception du MEMS RF d'Omron [\[135\]](#) qui peut fournir des forces de contact allant jusqu'à 5 mN. La figure [4.4a](#) présente l'aire réelle de contact en fonction de la force de contact pour les modèles élastiques et plastiques. Comme attendu, les formulations intégrale et discrète du modèle GW sont équivalentes. Le modèle  $GW_{Ext}^E$  suit le modèle GW, l'effet de l'interaction ainsi que la forme de l'aspérité n'ont donc pas d'influence sur la relation aire réelle de contact–force de contact pour la surface d'Au considérée. Tous les modèles élastiques suivent le même comportement et prédisent une fraction de contact  $A/A_n \approx 8\%$  sous un chargement de 5 mN, tandis que les modèles KE et  $GW_{Ext}^P$  prévoient une fraction de contact de 26 % et 57 % respectivement.

---



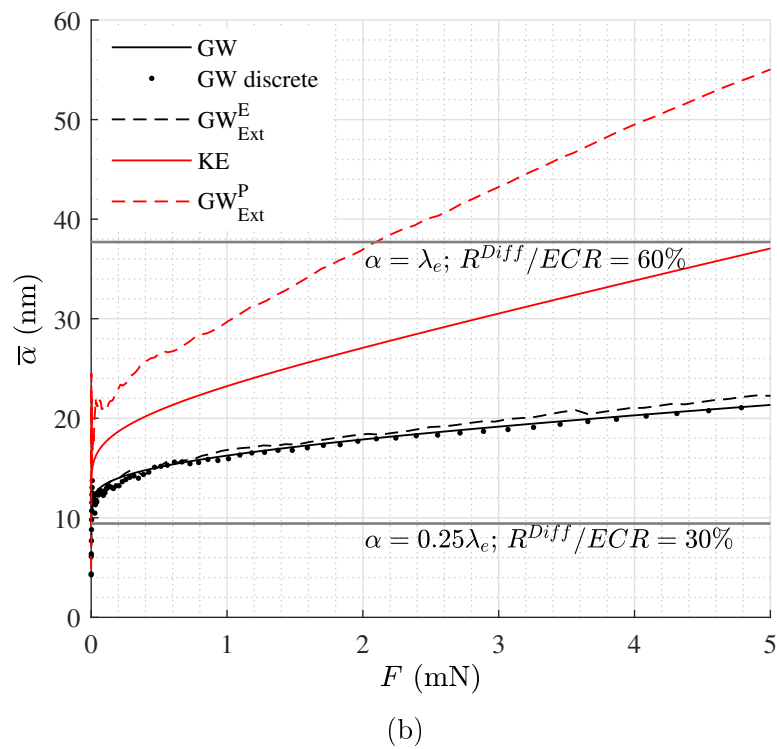
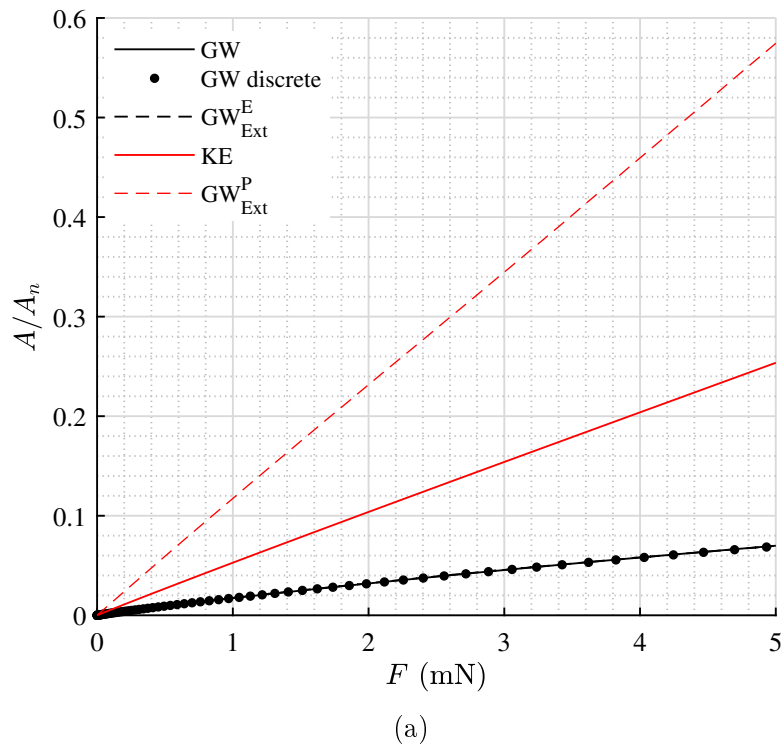


FIGURE 4.4 Pour une surface rugueuse d'au : (a) aire réelle et (b) rayon de contact moyen en fonction de la force de contact.

Sous l'hypothèse d'une conduction purement diffusive, et pour un contact électrique formé par un ensemble d' $\alpha$ -apots, Greenwood [87] a démontré que l'ECR est principalement régie par la somme des contributions individuelles de chaque spot de contact et tend vers  $R^{inter}$  lorsque le nombre de points est supérieur à 30. Pour la surface d'Au considérée en contact avec un plan rigide de même conductivité électrique que l'Au, le rayon de contact moyen varie de 10 à 55 nm et le mode de conduction électrique est principalement quasi-balistique comme illustré par la figure 4.4b. Tous les modèles prévoient une ECR  $< 100 \text{ m}\Omega$  à partir de chargements  $> 70 \text{ }\mu\text{N}$  ce qui est satisfaisant pour les applications MEMS RF 4.5a. Le nombre d'aspérités en contact est présenté dans la figure 4.5b. Sous l'hypothèse de déformations élastiques, une force de contact de 1.3 mN est nécessaires pour avoir ECR  $= 2 \times R^{inter}$  ce qui correspond à 200-260 aspérités en contact. En considérant les modèles KE et  $\text{GW}_{Ext}^P$ , qui modélisent les régimes élastiques-plastiques et plastiques, des chargements respectifs de 0.46 et 0.24 mN, soit 167 et 150 aspérités en contact, sont nécessaires pour avoir ECR  $= 2 \times R^{inter}$ .

Pour un ensemble d'aspérités  $R^{inter}$  dépend de la résistivité des matériaux en contact, du nombre d'aspérités et des distances qui les séparent. Elle représente aussi la valeur minimale théorique que peut prendre l'ECR. Greenwood [87] a démontré l'équivalence entre  $R^{inter}$  et  $R^{Holm}$  qui fait intervenir uniquement le rayon de Holm  $\alpha^{Holm}$  et la résistivité des matériaux en contact. Pour un ensemble d'aspérités uniformément réparties en surface  $\alpha^{Holm} = \sqrt{A_n/\pi}$ . Le calcul avec les deux expressions donne une erreur inférieure à 9 %. Il est donc possible d'avoir une bonne approximation des valeur de la résistance électrique à partir de  $A_n$  et  $\rho$ . Pour un contact asymétrique, i.e., deux matériaux différents de résistivité  $\rho_1$  et  $\rho_2$ , on pourra utiliser l'équation A.1. Pour des MEMS opérant sous des chargements supérieure à 0.5 mN,  $R^{inter} < \text{ECR} < 2 \times R^{inter}$ . Pour un contact Au–Ru, en supposant que la surface de Ru soit parfaitement plane, nous avons  $45 \text{ m}\Omega < \text{ECR} < 90 \text{ m}\Omega$ .

$$R^{inter} \approx R^{Holm} = \frac{\rho_1 + \rho_2}{4\alpha^{Holm}}. \quad (\text{A.1})$$

À noter qu'il est très probable que les surfaces de contact se déforment plastiquement. En effet, pour la topographie de surface d'Au considérée, le modèle KE prévoit une pénétration critique  $\delta_c$  de 41 pm au-delà de laquelle les déformations ne sont plus élastiques. Greenwood et al. [98] ont aussi défini une pénétration critique  $\delta_c^{GW} = R_a (H/E^*)^2$  qui donne une valeur de 46 pm. Aussi, le gain en ECR est minime pour l'utilisation de forces de contact supérieures à 1 mN, en outre celles-ci peuvent accélérer la dégradation des surfaces de contact.

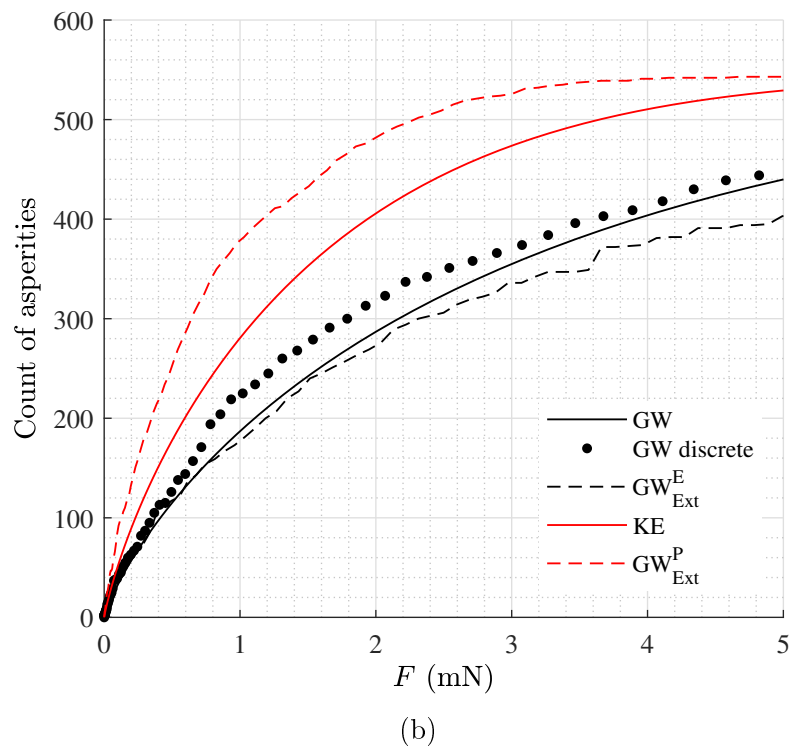
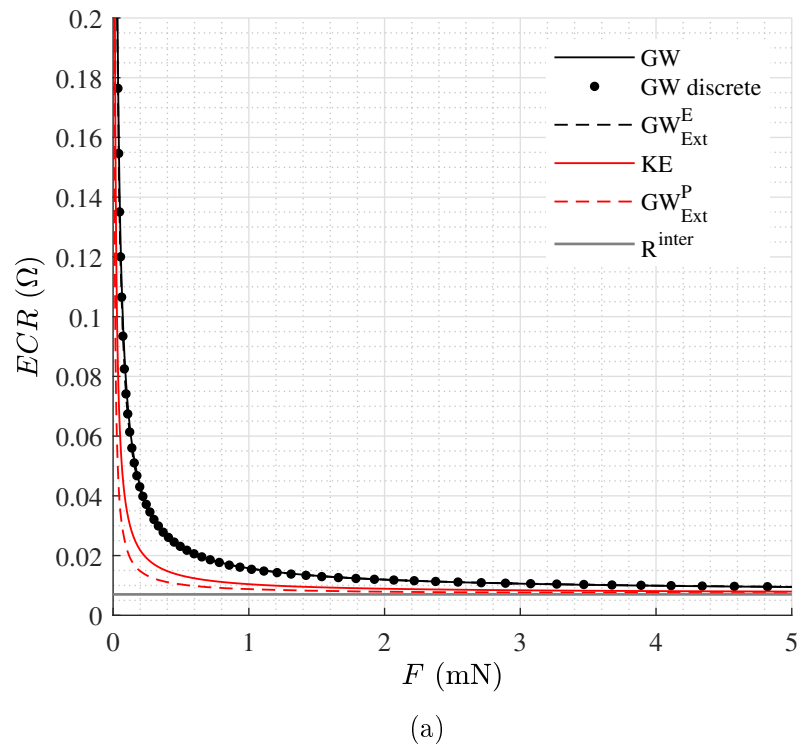


FIGURE 4.5 Pour une surface rugueuse d'au : (a) Résistance électrique et (b) nombre d'aspérités en contact fonction de la force de contact.

### *Évolution temporelle de l'ECR*

Il existe un effet temporel sur la résistance électrique de contact. Gregori et al. [136] ont effectué des tests de fatigue et de fluage mécaniques sur des micro-contacts Au–Au tout en mesurant les forces d'adhésion et l'ECR. Les résultats expérimentaux montrent que l'aire réelle de contact croît pour les deux tests et induit une augmentation des forces d'adhésion et une diminution de l'ECR. D'autres expériences conduites par Rezvanian et al. [137] montrent que l'ECR est réduite à  $\sim 80\%$  de sa valeur initiale après une activation prolongée du contact pendant 90 min et sous une tension d'activation de 33 V. La force de contact est estimée à  $\sim 50 \mu\text{N}$ . Ils ont ensuite développé un modèle analytique [138], basé sur la représentation en aspérité, pour décrire l'évolution temporelle du rayon de contact et de l'ECR.

Dans un contexte général, la diminution de l'ECR est due à l'augmentation de l'aire de contact par aspérité comme conséquence du fluage et de la fatigue. Ces effets mécaniques n'ont d'impact sur l'ECR que quand celle-ci est régie par les contributions individuelles de chaque aspérité en contact. Cependant, pour la surface d'Au considérée dans ce chapitre, et pour des chargements  $> 1 \text{ mN}$ , la diminution de l'ECR sous l'effet de fatigue et du fluage est masquée par l'effet de l'interaction électrique comme illustré dans la figure 4.5a.

## 4.4 Conclusion

Ce chapitre introduit une approche originale qui permet d'estimer la résistance électrique de contact en tenant compte de la topographie mesurée des surfaces de contact. Celle-ci consiste à extraire les paramètres de topographie en utilisant l'approche spectrale proposée dans le chapitre 3, puis les utiliser comme entrées dans les modèles mécanique basés sur la représentation en aspérités pour une prédiction réaliste des points de contact, et de la résistance électrique associée. La démarche proposée est appliquée à un film mince d'Au communément utilisé comme métal de contact dans les applications MEMS RF.

Les principales conclusions à l'issue de l'analyse du contact électromécanique d'Au avec un plan rigide sont les suivantes : (i) d'un point de vue mécanique, l'interaction entre les différentes aspérités en contact, attribuée aux déformations élastiques du substrat, est négligeable dans le cadre de la surface considérée lorsqu'elle est soumise à un chargement allant jusqu'à 5 mN. Il est donc possible de traiter les aspérités comme des corps isolés mécaniquement. Par ailleurs, l'analyse montre que les aspérités présentent les premiers signes de plasticité pour des déformations supérieures à 50 pm, et que la surface considérée se déforme donc principalement dans les régimes élastique-plastique et plastique. (ii) D'un point de vue électrique, l'analyse de l'ECR, en adoptant les modèles plastiques  $\text{GW}_{Ext}^P$  et

KE, montre qu'un MEMS doit fournir des forces de contact  $> 0.5$  mN pour assurer une valeur minimale de l'ECR proche de  $R^{inter}$ . De plus, le rayon de contact moyen est inférieur à  $2\lambda_e$  et la conduction électrique se fait dans les régimes balistique et quasi-balistique. La résistance électrique pour un contact Au–Ru, en assumant une surface de Ru plane et rigide, est estimée inférieure à  $90$  m $\Omega$ . L'utilisation de forces de contact très grande, i.e.  $\gg 1$ mN, augmente la contrainte mécanique par aspérité sans apporter de réduction notable de l'ECR. Ce résultat est pris en compte dans la conception du MEMS RF (voir la figure [5.2](#) dans le chapitre 5).

L'ECR calculée dans le cadre de ce chapitre reste 'idéale' et ne représente qu'une valeur initiale. De plus, la topographie et la composition chimique des surfaces de contact peuvent évoluer pendant la fabrication. Dans le chapitre suivant, le contact Au–Ru sera intégré dans un procédé MEMS sur une ligne de production industrielle 200 mm pour l'étude des modes et mécanismes de défaillance de la région du contact dans différentes conditions d'opération.



# CHAPITRE 5

## FABRICATION ET CARACTÉRISATION D'UN CONTACT AU-RU/ALCU POUR LES MICRO-COMMUTATEURS MEMS RF

### 5.1 Avant propos de l'article 2

#### Auteurs et affiliations :

Mohamed Najah<sup>a,c</sup>, Serge Ecoffey<sup>a,c</sup>, Tejinder Singh<sup>b</sup>, Mark Ferguson<sup>a,c</sup>, Louis-Philippe Roby<sup>a</sup>, Jacques Renaud<sup>d</sup>, Paul Gondcharton<sup>d</sup>, Frederic A. Banville<sup>d</sup>, Mohamed Boucherit<sup>d</sup>, Serge Charlebois<sup>a,c</sup>, Luc Fréchette<sup>a,c</sup>, Raafat Mansour<sup>b</sup>, François Boone<sup>a,c</sup>

<sup>a</sup> *Institut Interdisciplinaire d'Innovation Technologique (3IT), Department of Electrical Engineering, Université de Sherbrooke, Sherbrooke, Quebec J1K 2R1, Canada*

<sup>b</sup> *Department of Electrical and Computer Engineering Centre for Integrated RF Engineering (CIRFE) University of Waterloo, Waterloo, ON, Canada*

<sup>c</sup> *Laboratoire Nanotechnologies Nanosystèmes (LN2) - CNRS UMI3463, Canada*

<sup>d</sup> *Teledyne DALSA Semiconductor, 18 Boulevard de l'Aéroport, Bromont, Quebec J2L 1S7, Canada*

**Date de publication :** 18 Mai 2022

**Journal :** *Journal of Microelectromechanical Systems*

**Référence :** [\[139\]](#)

**Titre en français :** Caractérisation du contact Au–Ru/AlCu pour les micro-commutateurs encapsulés au niveau du wafer

#### Contribution du document :

Cet article contribue à la thèse en étudiant (i) la fabrication, (ii) la caractérisation et (iii) la fiabilité du contact Au–Ru/AlCu. Il est démontré que le contact Au–Ru/AlCu est une configuration prometteuse, compatible avec le collage eutectique Al–Ge, et pouvant être intégrée dans un processus de fabrication MEMS pour le développement d'une génération de MEMS RF encapsulés et robustes.

**Résumé français :**

L'encapsulation des systèmes microélectromécaniques opérant dans les radiofréquences (MEMS RF) est nécessaire pour leur intégration dans les systèmes électroniques plus complets. Cet article traite de l'intégration d'un contact Au–Ru/AlCu dans un procédé de fabrication de MEMS avec une étape d'encapsulation au niveau du wafer, i.e., *wafer-level packaged* (WLP), par collage eutectique Al–Ge. Le contact Au est intégré dans une poutre bi-encastrée en Si de 30  $\mu\text{m}$  d'épaisseur, tandis que le Ru est utilisé comme métal de revêtement sur l'électrode statique AlCu.

Les dispositifs sont fabriqués sur une ligne de prototypage industrielle 200 mm. Les MEMS RF sont d'abord caractérisés électriquement en DC au niveau du wafer afin d'identifier ceux qui sont fonctionnels. Les puces sont ensuite singularisées, caractérisées en RF et montées sur un PCB RF pour les tests de vieillissement. Les bancs de tests automatisés pour l'inspection DC au niveau du wafer et les résultats associés sont fournis dans la section [5.2.9](#).

Les principales performances sont les suivantes : (i) La perte d'insertion et l'isolation du contact, mesurées jusqu'à 40 GHz, sont respectivement de  $\geq -1.7$  et  $\leq -12$  dB. (ii) Le contact Au–Ru/AlCu encapsulé présente une résistance électrique  $\leq 1.2 \Omega$  jusqu'à 3 millions de cycles en commutation à chaud, sous une puissance de 0.1 W, avant de se dégrader en raison d'une résistance électrique de contact élevée.

La formation d'agglomérats d'Au est identifiée comme le seul mécanisme qui limite la fiabilité de rendement et d'usure et qui peut être atténuée en réduisant les dimensions des motifs d'Au en-dessous de 15  $\mu\text{m}$  de largeur. Malgré la présence initiale de défauts d'Au, le MEMS RF avec un contact Au–Ru/AlCu présente des performances et une durée de vie supérieures à certain dispositifs commerciaux. Ces performances peuvent être améliorées avec le perfectionnement du procédé de fabrication et l'inclusion d'architecture comme la *zipping technique* [\[46\]](#).

---



## 5.2 Article 2 : Characterization of a wafer-level packaged AuRu/AlCu contact for micro-switches

### 5.2.1 Abstract

Packaging radio-frequency microelectromechanical systems (RF-MEMS) is mandatory for their integration in electronic systems. This paper discusses the integration of a Au–Ru/AlCu contact in a MEMS fabrication process with a wafer-level packaging (WLP) step through Al–Ge eutectic bonding. The Au contact is embedded in a movable fixed–fixed beam made of 30  $\mu\text{m}$  thick Si while Ru is used as a coating metal on top of the AlCu static electrode. The measured return loss and isolation of the contact, up to 40 GHz, are  $\geq -1.7$  and  $\leq -12$  dB respectively. The WLP Au–Ru/AlCu contact has an electrical resistance  $\leq 1.2 \Omega$  up to 3 million cycles in hot switching at 0.1 W before failing due to high electrical resistance. Au hillocking is identified as the only intrinsic limiting mechanism that can be mitigated by an appropriate design rule. It is demonstrated that Au–Ru/AlCu is a promising contact configuration, compatible with Al–Ge eutectic bonding, and can be integrated in a standard MEMS fabrication process flow for the development of a robust generation of WLP RF-MEMS.

**Keywords :** Wafer-level packaging; Al–Ge eutectic bonding; electrical contact; reliability

### 5.2.2 Introduction

Radio-frequency microelectromechanical systems (RF-MEMS) with series-contact are attractive switches that are receiving increased interest for industrial applications such as automated test equipment, switching matrices, and spatial systems [140, 17, 141, 142, 134]. These devices offer (i) a reduced power consumption, (ii) enhanced RF performance at high frequencies, and (iii) a high compactness when compared to electromagnetic macro-relays, and (iv) a high isolation when compared to PIN diodes and FETs.

The electromechanical contact is the only intrinsic limitation for series-contact MEMS. The material properties and the surface topography of the contact pair defines the performance and lifetime of the device, and the most reported failure modes are stiction and high electrical contact resistance [143, 144]. Various contact materials have been investigated to reduce the contact resistance and extend its lifetime, especially in hot switching. Chen et al. [9] built a scanning probe microscope (SPM) based setup using a movable Si micro-bridge structure to evaluate Ir–Ir, Ru–Ru, Au–Au, Au–Ir and Au–Ru contacts under DC bias. It was found that Au–Ru contact provides a low electrical contact resistance

---

with minimum adhesion. Broué et al. [144] adopted a similar test procedure and further showed that Au–Ru has promising power handling capabilities over Ru–Ru and Au–Au contacts. Both Au–Au and Au–Ru contacts have been successfully integrated in MEMS fabrication processes [43, 134, 46, 145] and demonstrated lifetimes up to  $10^8$  cycles under 1 W of RF power [46]. It is expected that the lifetime of the switches can be extended beyond 10 billion cycles by encapsulating them at the wafer scale [68].

Ever since Schuster et al. [146] introduced an Al–Ge based process for the laminar joining of Si wafers, Al–Ge eutectic bonding has been a commonly used bonding solution in the microelectronics industry. One of the main advantage of Al–Ge compared to other eutectic wafer bonding processes (e.g., Au–Ge, Au–Si and Cu–Sn) is its compatibility with a standard CMOS wafer fabrication [51]. It became promising for MEMS [51, 124, 147, 148] after Vu and Zavracky [149] successfully bonded patterned wafer at a temperature of 525 °C. Al–Ge eutectic bonding (i) provides an electrically conductive path between two substrates (ii) can be patterned easily, and (iii) allows smaller die sizes [51].

Many ohmic MEMS are fully or partially made of metal, especially Au, and may be affected by the thermal budget at the bonding step. Patel et al. [43] and Zareie et al. [134] showed that temperatures of  $\approx 100$  °C are high enough to induce out-of-plane deformations in the movable membrane, and shift the pull-in ( $V_p$ ) and release ( $V_r$ ) voltages. Furthermore, Au is prone to hillocking [150, 151, 152] due to a mismatch of the thermal expansion coefficients of the different materials in the stack. This may modify the surface topography of the contacting pairs, leading to an abnormal behavior of the MEMS. Consequently, particular care should be taken in the design to minimize the temperature dependence of the performance of the MEMS. As far as the authors' knowledge extends, the wafer-level packaged (WLP) RF-MEMS are rarely discussed in the literature because of the complexity this adds to the fabrication process. The WLP has to protect the MEMS device against humidity, environmental contaminants and electromagnetic fields without altering the RF performance. It is therefore mandatory to consider the WLP solution as a part of the MEMS design.

The aim of this paper is to investigate the integration of a Au–Ru/AlCu contact in a MEMS fabrication process using a WLP Al–Ge eutectic bonding solution. The test structure consists of a fixed–fixed Si membrane that is actuated electrostatically and can provide contact forces in the mN range. The Au contact sits on the movable membrane while Ru is used as a coating metal on top of a static AlCu electrode. The Ru/AlCu contact is connected to a coplanar waveguide (CPW) line for the RF tests, while a shorted WLP CPW is used as a reference line for the electrical measurements. The design and

mechanical performance of the WLP RF-MEMS are presented in Section 5.2.3. Section 5.2.4 introduces the manufacturing process and the fabricated RF-MEMS. Results and a discussion of the electrical characterizations and power handling capabilities are presented in Section 5.2.5 along with an SEM/EDX analysis of the contacts after deprocessing.

### 5.2.3 Design and analysis

The proposed RF-MEMS shown in Fig 5.1 consists of an encapsulated fixed–fixed Si membrane with folded arms. The signal-conducting contact pair is located in the middle of the membrane, while four extra sacrificial contacts are designed in the actuation area to prevent the movable membrane from totally collapsing. This allows high actuation voltages to be used without any current leakage. The static electrode is built on a 2-mm long CPW that goes beneath the seal ring to the probing pads located outside the lid. The movable membrane is grounded while the actuation voltage is applied to two electrodes with a total surface of  $A = 187.2 \times 10^3 \mu\text{m}^2$ . The electrostatic gap  $g_0$  and contact gap  $g_c$  are targeted to be 1.2 and 0.7  $\mu\text{m}$ , respectively.

The mechanical response of the RF-MEMS has been simulated, by the finite element method (FEM), through the mechanical module of the commercial ANSYS software using a linear static analysis. The considered Young’s modulus and Poisson’s ratio for Si are 170 GPa and 0.064 [153], respectively. The calculated stiffness of the designed movable membrane is  $k = 4.4 \text{ kN/m}$ . Fig 5.2a presents the bending profile of the membrane under different actuation voltages  $V_a$  with a maximum displacement of 0.7  $\mu\text{m}$ . As shown in Fig. 5.2b, the contact force  $F_c$  measured at one inner contact pair is null until  $V_p$  is reached. Thereafter it increases up to 1.85 mN at  $V_a = 100 \text{ V}$ .

The reliability of the mechanical design was evaluated by varying the initial gaps by  $\pm 200 \text{ nm}$ . Note that the air gap in the down state (e.g.,  $g_0 - g_c$ ) has a constant value of 0.5  $\mu\text{m}$ . The variation of  $V_p$  ( $V_r$ ) for different values of  $g_0$  is presented in Fig 5.3a, showing a minimum of  $V_p = 31 \text{ V}$  ( $V_r = 28.5 \text{ V}$ ) for  $g_0 = 1.0 \mu\text{m}$  and increases linearly up to  $V_p = 51 \text{ V}$  ( $V_r = 40 \text{ V}$ ) for  $g_0 = 1.4 \mu\text{m}$ . The contact force  $F_c$  at one inner contact under different actuation voltages with respect to  $g_0$  is presented in Fig. 5.3b. For  $V_a = 90 \text{ V}$ , with  $g_0$  increasing from 1.0 to 1.4  $\mu\text{m}$ , the contact force rises from 0.98 to 1.86 mN with higher voltages resulting in a higher contact force. The mechanical characteristics (i.e.  $V_p$ ,  $V_r$  and  $F_c$ ) show reasonable variations and therefore the mechanical design is robust to changes and variations in the manufacturing process (e.g., thickness of materials, bonding force, ...).

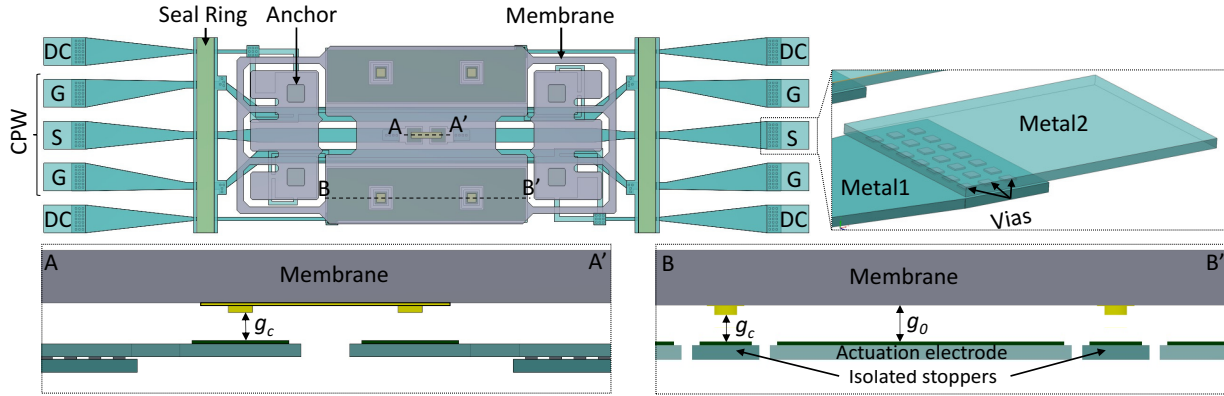


FIGURE 5.1 Schematic of the ohmic RF-MEMS with a zoom on vias connecting the CPW line to the probing pads outside the seal ring. The cross sections at the contact (AA') and actuation (BB') areas are highlighted in the boxes.

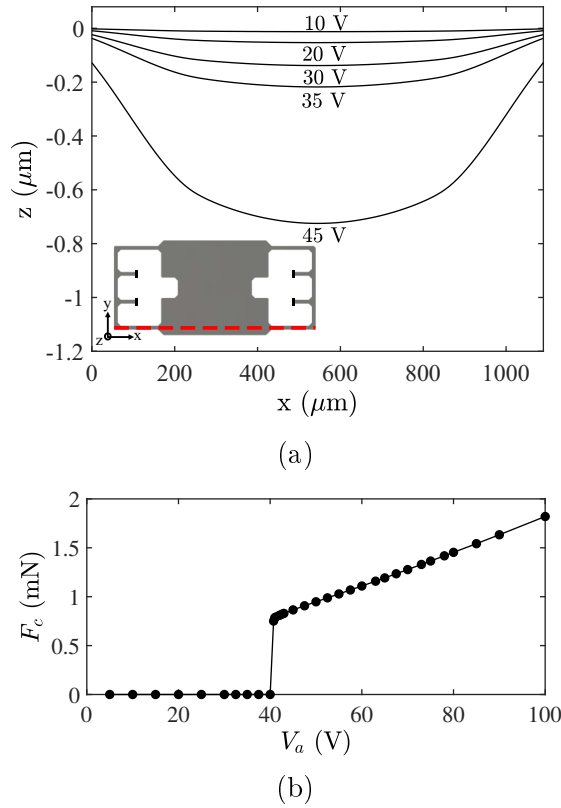


FIGURE 5.2 (a) Bending profile of the reference line on the membrane (see the red line on the schematic) and (b) contact force of one inner contact with respect to actuation voltage for  $g_0 = 1.2 \mu\text{m}$  and  $g_c = 0.7 \mu\text{m}$ .

## 5.2.4 Fabrication

Fig 5.4 presents the main steps in the manufacturing process of the metal-contact switch fabricated on 8-inch Si wafers. On the device side, the Si wafer is first passivated by a

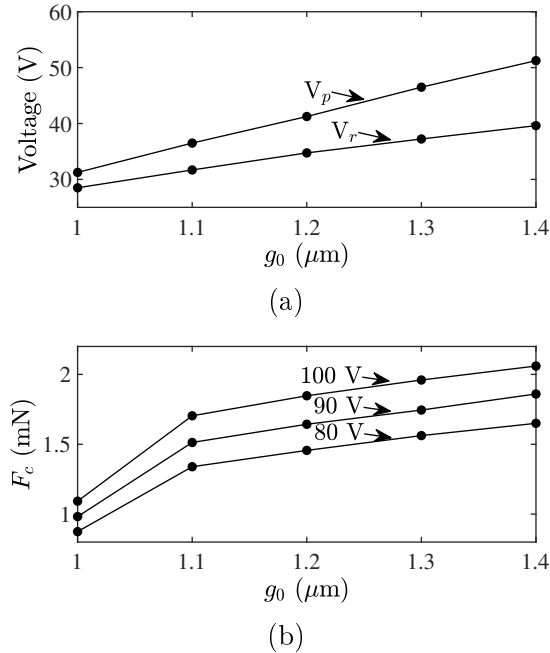


FIGURE 5.3 (a) Pull-in and release voltages, and (b) the mechanical load at one inner contact with respect to the initial gap.

thermal growth of  $2.2 \mu\text{m}$  thick  $\text{SiO}_2$  a). The first level of metal AlCu ( $1 \mu\text{m}$ ) is deposited on a  $\text{SiO}_2/\text{Si}$  substrate and patterned to define the DC and RF electrical paths. A second layer of Si oxide is deposited and polished using chemical mechanical planarization process to cover the AlCu. Vias are opened through the planarized oxide for connections with the top metal b). The Ru/AlCu ( $0.5/1 \mu\text{m}$ ) is considered for the second level of metal and the Ru is patterned [154] to cover only the contact and actuation regions c). The sputtering of the Ru/AlCu stack is performed sequentially without airbreak to prevent the formation of oxide at the interface and to guarantee a metal stack with a low electrical resistivity.

The MEMS side is formed by two directly bonded wafers. The first  $750\text{-}\mu\text{m}$  thick Si wafer is processed to define a cavity and the second wafer is thinned down to  $30 \mu\text{m}$  d). The seal ring and anchor regions are defined by tetra-methyl-ammonium-hydroxide the etching of Si, while a plasma etching is used for the contact dimples e). Then, Ge ( $0.35 \mu\text{m}$ ) and Au ( $0.5 \mu\text{m}$ ) are deposited on the bonding and contact areas, respectively, and the movable membrane is released by a deep reactive-ion etching of the  $30\text{-}\mu\text{m}$  thick Si f). Finally, the MEMS and device wafers are assembled using Al–Ge eutectic bonding g) following a similar procedure to that presented in [51].

Fig. 5.5 presents a combined optical-laser micrograph of the fabricated WLP RF-MEMS before and after deprocessing along with SEM images of the contact pair. The total surface

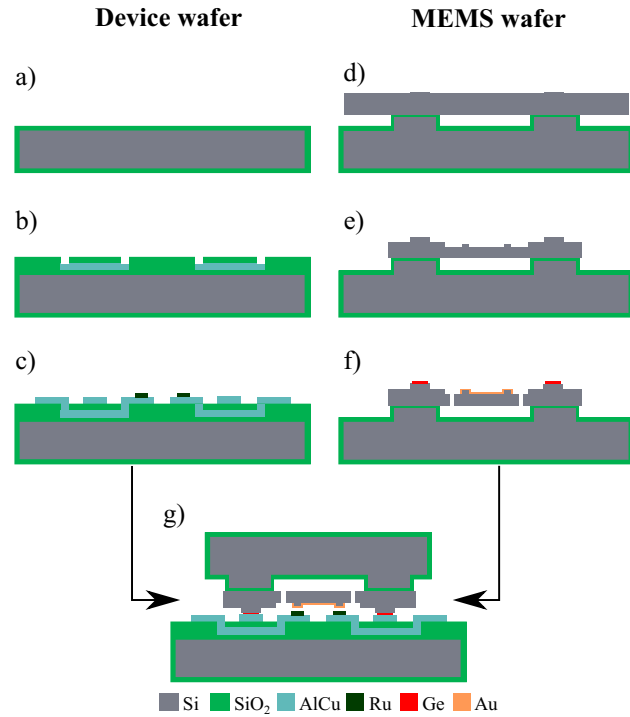


FIGURE 5.4 Fabrication sequence of the WLP MEMS.

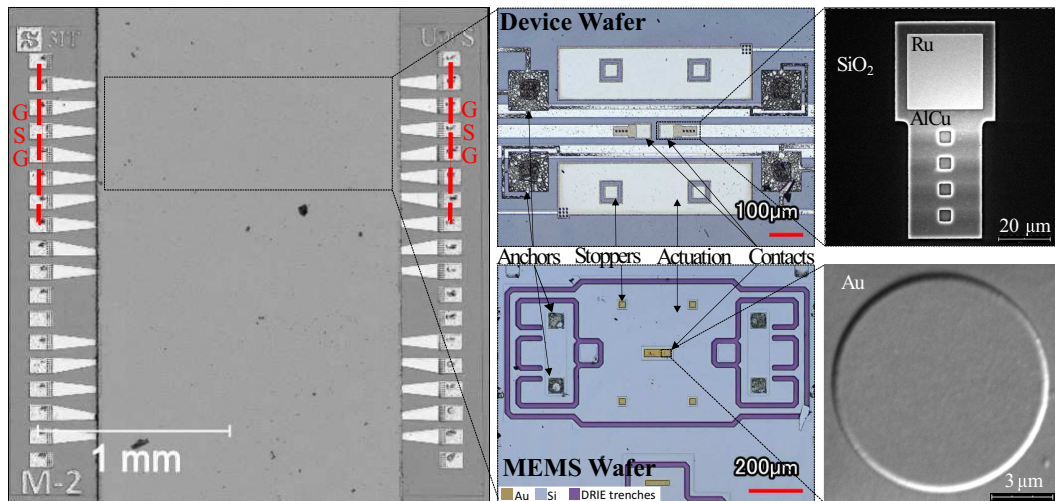


FIGURE 5.5 From left to right are presented : combined optical-laser micrograph, using the Keyence VK-X1100 confocal microscope, of (i) a fully packaged cell with the RF-MEMS of interest located at the top (dashed red line highlights the reference planes for the die scale RF measurements), (ii) a debonded device and MEMS sides, and (iii) SEM images of Au and Ru/AlCu electrodes of contact.

of the cell is  $2.5 \times 2.5 \text{ mm}^2$  and the RF-MEMS of interest is located at the top of the packaged cell. The micrographs of the device and MEMS sides after deprocessing show

that the designed RF-MEMS was successfully manufactured using the proposed fabrication process. The dimensions and element composition of the fabricated switch were verified through SEM and EDX analysis.

### 5.2.5 Measurements and discussion

This section presents the electrical characterization and the aging of the fabricated WLP Au–Ru/AlCu contact. The RF-MEMS is mounted on a custom PCB and wirebonded using a ball bonding process with Au wires (see Fig. 5.6). This allows bypassing the use of RF probes and testing the RF-MEMS in various configurations. First, the actuation-release characteristic is measured, then the RF performance. Secondly, the power handling capability of the contact in hot switching is evaluated by performing (i) a stepped RF power test and (ii) a cycling with constant RF power. The tested switches are deprocessed and inspected using SEM and EDX to investigate the origins of any failure.

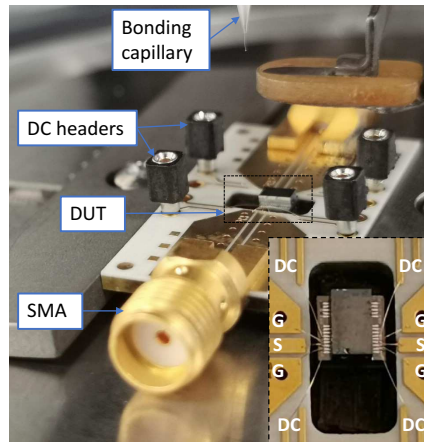


FIGURE 5.6 WLP RF-MEMS mounted on PCB for DC and RF tests. The wirebonded Si die is highlighted in the inset.

#### DC measurements

A dual sweep of the actuation voltage  $V_a$  up to 100 V, with steps of 1 V, was made following a staircase function with the current being limited to 10  $\mu\text{A}$ . At each voltage level, the contact resistance  $R_c$  is measured in cold switching by forcing 100  $\mu\text{A}$  through the SMA connectors and the voltage compliance is set to 0.5 V. DC testing is performed using a Keithley 4200 CSC characterization system. The test signals and the measured actuation-release curve are presented in Fig. 5.7 showing pull-in and release voltages of 46 V and 42 V respectively.  $R_c$  is calculated after removing the contribution of the wirebonds, the PCB paths and the 2-mm long CPW line. This was done by wirebonding a WLP shorted CPW line and measuring the total electrical resistance without the Au–Ru/AlCu contact pairs.  $R_c$  takes an initial value of 1.5  $\Omega$  and decreases with increasing  $V_a$ , before stabilizing around 0.8  $\Omega$  for  $V_p > 85$  V (see Fig. 5.7c). Comparable results are reported in [43]. Note

that the measurements of  $R_c$  take into account the contribution of the two Au–Ru/AlCu contacts.

### RF measurements

The RF characterization was performed using an Anritsu 37369c vector network analyzer. Firstly, the RF-MEMS is actuated at  $V_a = 90$  V and the S-parameters are directly measured at the die scale (see the reference planes in Fig. 5.5), across the 2-mm long CPW, up to 40 GHz. A shorted CPW line is employed to subtract the losses due to the line from those induced by the contact itself and the results are presented in Fig. 5.8. It is shown that the measured S21 (i.e., insertion loss) from the shorted CPW and the RF-MEMS with Au–Ru/AlCu contacts are similar, with a maximum difference of -1.3 dB at 40 GHz (Fig. 5.8a). This suggests that the RF losses of the RF-MEMS are attributable in part to the 2-mm long CPW while the de-embedded S21, using a 2X Thru technique [155], is representative of the RF performance of the Au–Ru/AlCu contact pairs. A CPW with lower insertion loss can be achieved by using wider and/or thicker lines. In the open position, the measured S21 (i.e., isolation) increases monotonically with the frequency and remains below -12 dB up to 40 GHz (Fig. 5.8b).

Secondly, the wirebonded RF-MEMS on PCB was characterized up to 5 GHz. Fig. 5.9 presents the measured S-parameters across the SMA connectors (see Fig. 5.6). The measured insertion loss is lower than -2 dB suggesting that the wirebonds have a minimal effect up to 5 GHz (Fig. 5.9a). The OFF-State RF performance (Fig. 5.9b) depends mainly on the capacitance of the contacts when opened, and the measured isolation is similar to the one in Fig. 5.8b. The characterized RF-MEMS on PCB is then used to investigate the evolution of  $R_c$  with RF power at 2 GHz. The results are introduced in the next section.

### RF power operating margins

The RF-MEMS on PCB, referred to as DUT1 in this section, was submitted to a staggered RF power, increasing by steps of 0.25 W. DUT1 was cycled  $10^3$  times at each power level and placed between two bias-T for the DC measurements. The test was operated in hot switching condition, whereas the actuation-release characteristic was measured in cold-switching after each cycling sequence to monitor changes in  $V_p$ ,  $V_r$  and  $R_c$  (see Fig. 5.11). The characterization setup is presented in Fig. 5.10.

Fig. 5.11b shows an initial drop of  $R_c$  after the first  $10^3$  cycles at 0.25 W, which corresponds to the burn-in phase (① → ②). A second drop of  $R_c$  is observed when the contact is cycled over 1 W, and coincides with a decrease in the release voltage from 42 to 35 V (③). The latter points toward a modification of the topography of the contacting surfaces, leading to greater displacement of the RF-MEMS and/or increased contact adhesion forces. The



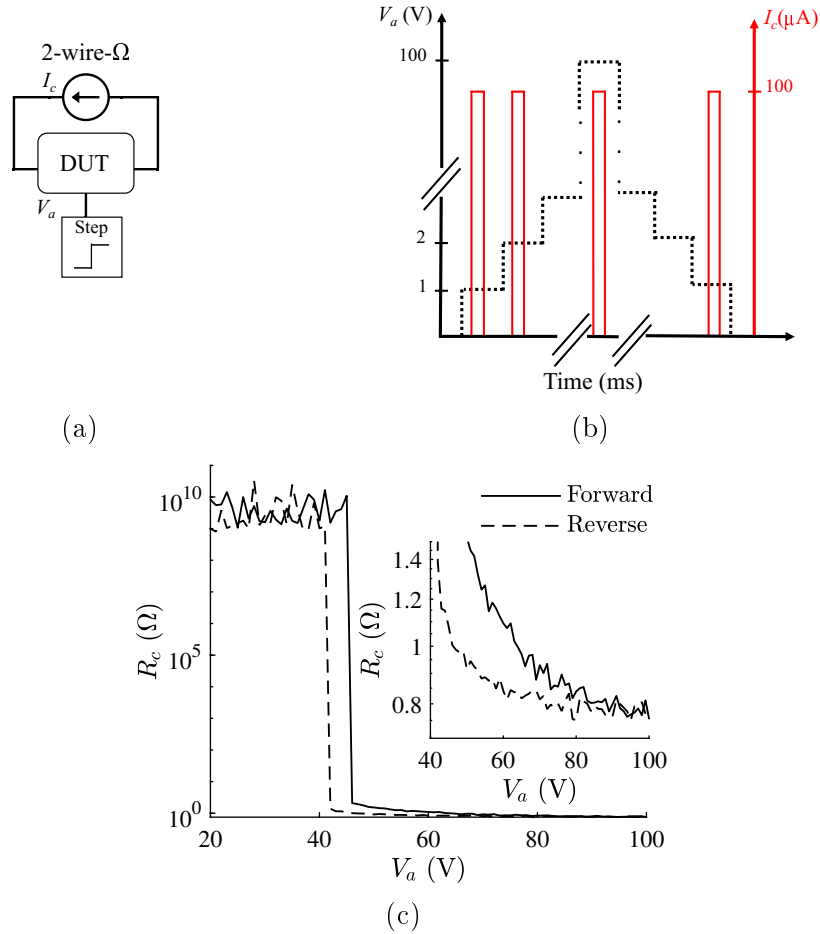


FIGURE 5.7 (a) Schematic of the RF-MEMS (DUT) under DC actuation-release test, (b) the waveform of the test signals  $V_a$  and  $I_c$ , and (c) the measured  $R_c$ .

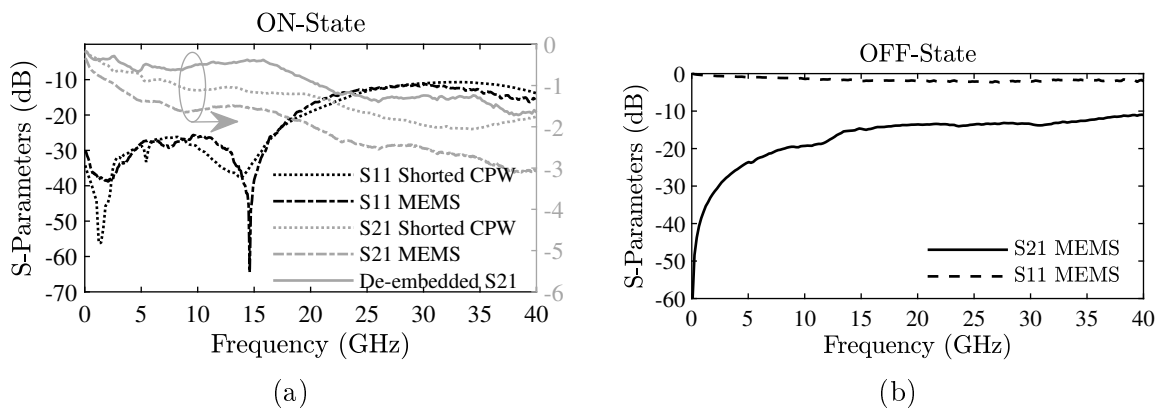


FIGURE 5.8 (a) Comparison between the measured S-parameters of the RF-MEMS in the ON-State and the shorted CPW line. (b) Measured S-parameters of the RF-MEMS in the OFF-State.

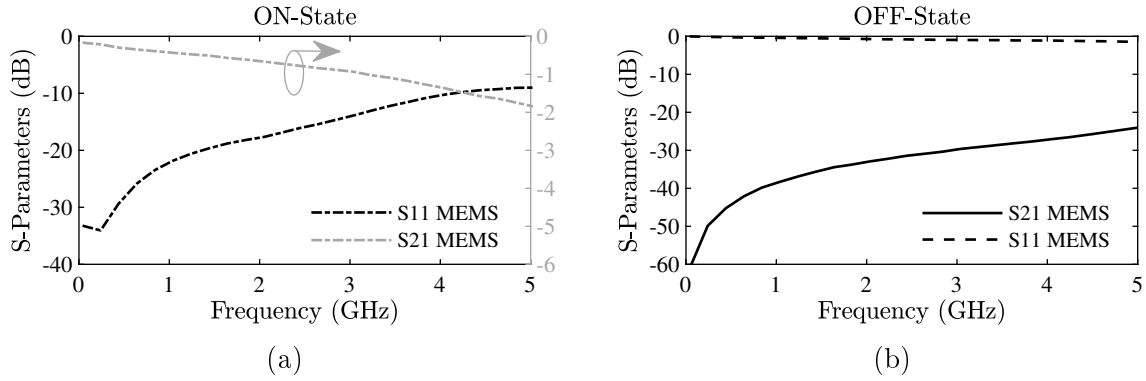


FIGURE 5.9 Measured S-parameters the wirebonded RF-MEMS on PCB in (a) the ON-State and (b) the OFF-State.

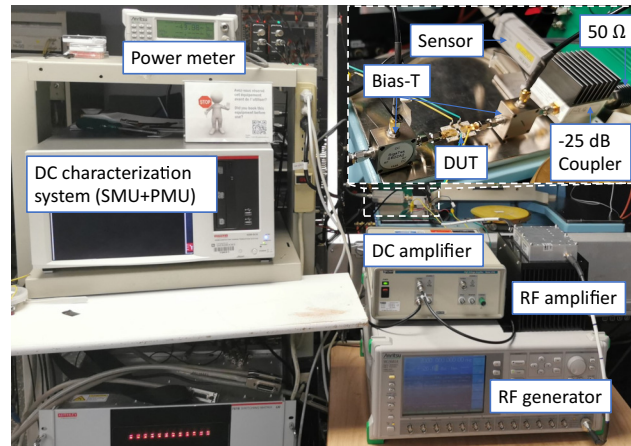
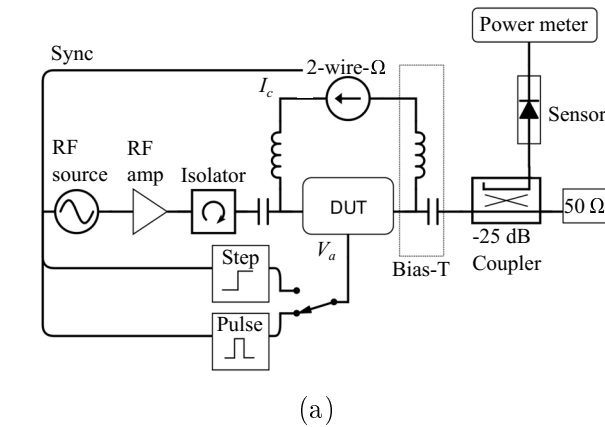


FIGURE 5.10 (a) Schematic and (b) optical image of the experimental setup for power handling capability tests.

contact permanently failed in the closed position after cycling at 2.5 W. DUT1 was deprocessed and the Au–Ru/AlCu contact was analysed using SEM and EDX. Figs [5.12a](#) and [5.12b](#) show that the contact locally melted. Flattened Au hillocks are observed outside the

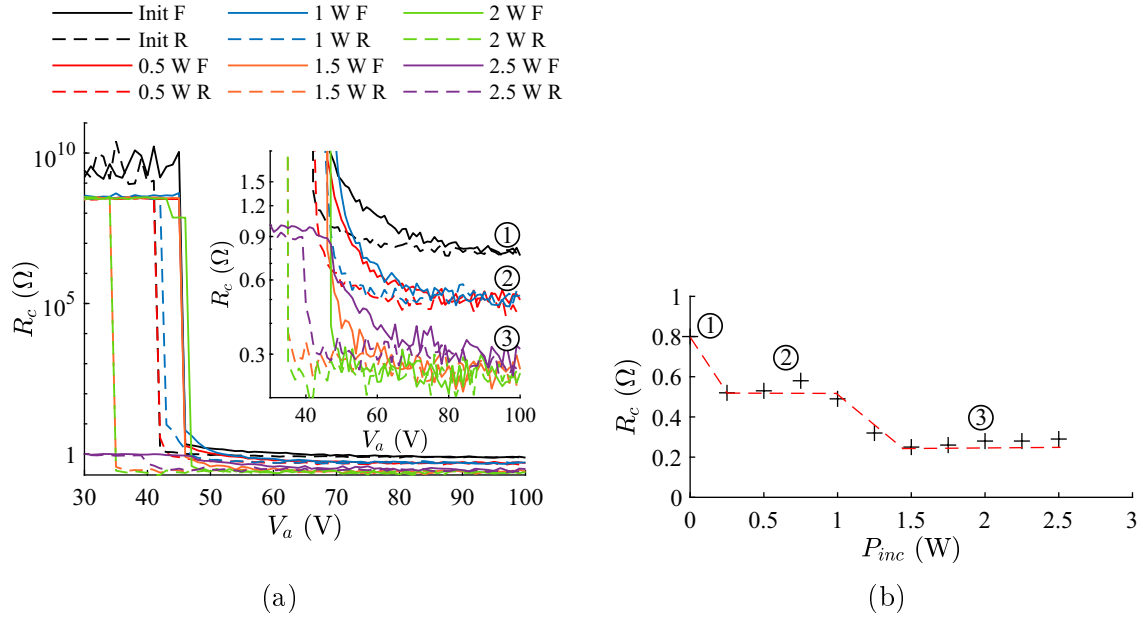


FIGURE 5.11 (a) Evolution of the actuation-release characteristic with power for DUT1. The forward and reverse curves are represented by solid and dashed lines respectively. (b) The electrical resistance of contact measured at  $V_a = 90$  V, as function of RF power. A qualitative description of the evolution of  $R_c$  is given by the dashed red curve.

damaged area. Material transfer occurs in both directions, but is predominantly deposition of Au on the Ru.

The RF power handling capability of metal contacts is typically limited by the localized temperature rise in the contact spot, which leads to stiction. By assuming that the electrical resistance of the contact is negligible when compared to the characteristic impedance  $Z_0$  of the CPW line (i.e.  $R_c \ll Z_0$ ), the incident RF power seen by the contact can be expressed as [43]

$$P_{inc} = I_{rms}^2 Z_0, \quad (\text{A.1})$$

with  $I_{rms}$  the root mean square value of the RF current. The voltage drop across the contact is given by

$$V_c = R_c I_{rms}, \quad (\text{A.2})$$

and the power dissipated by the contact  $P_c$  can be expressed in terms of  $P_{inc}$  as

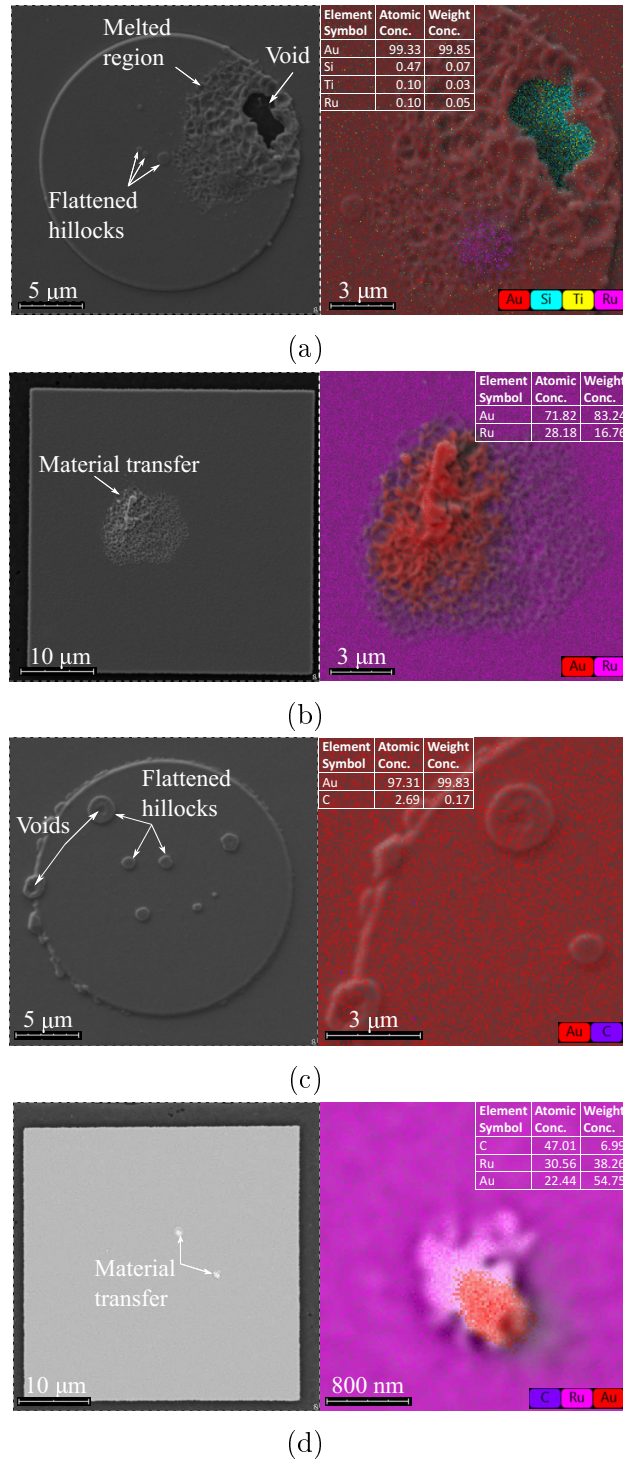


FIGURE 5.12 SEM and EDX analysis of the contact pairs after testing in hot switching at 2 GHz. (a) Au and (b) Ru/AlCu contacts after cycling at 2.5 W (DUT1). (c) Au and (d) Ru/AlCu contacts after  $6 \times 10^6$  cycles under a constant RF power of 0.1 W (DUT2).

$$P_c = \frac{R_c}{Z_0} P_{inc}. \quad (\text{A.3})$$

Furthermore, the maximum contact temperature  $T_m^a$  can be evaluated analytically using Eq. [A.4](#) [\[89\]](#)

$$T_m^a = \sqrt{\frac{V_c^2}{4L} + T_0^2}, \quad (\text{A.4})$$

with  $L = 2.45 \times 10^{-8} \text{ W}\Omega/\text{K}^2$  as the Lorenz constant,  $T_0$  as the ambient temperature (293 K), and  $Z_0 = 50 \Omega$ . Eq. [A.4](#) can be rewritten in terms of the RF power  $P_{inc}$  as [\[43\]](#)

$$T_m^a = \sqrt{\frac{R_c^2 P_{inc}}{4LZ_0} + T_0^2}. \quad (\text{A.5})$$

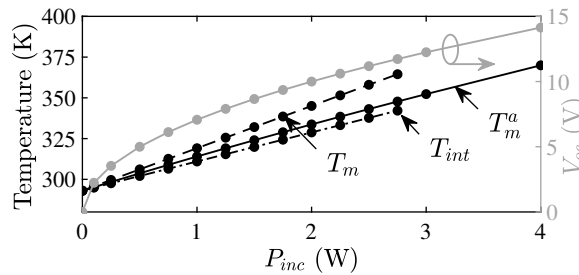


FIGURE 5.13 The temperatures and the open circuit voltage as functions of the incident RF power for  $R_c = 0.25 \Omega/\text{Contact}$ .

Eqs. [A.4](#) and [A.5](#) are frequently used to estimate  $T_m^a$  [\[144, 43\]](#). However, an analysis by the FEM is more accurate for evaluating the temperature distribution in the near vicinity of asymmetric contact materials (e.g., Au and Ru). The considered FEM model is presented in Appendix [5.2.7](#) along with a discussion of the contact temperature of Au–Au and Au–Ru/AlCu contacts. In the following, the contact radius  $r_a$  is set to 100 nm to match the electrical resistance of DUT1 when it stabilizes around  $\approx 0.25 \Omega/\text{Contact}$ .

Fig. [5.13](#) shows the dependence of temperature on the incident RF power, where  $T_m^a$  is calculated using Eq. [A.5](#),  $T_m$  is the maximum temperature estimated using FEM, and  $T_{int}$  is the temperature at the contact interface. A difference of 15 K is found between the analytic solution and the FEM prediction for the maximum temperature at  $P_{inc} = 2.5 \text{ W}$ .  $T_m$  is located within Ru at a distance of  $\approx 77 \text{ nm}$  from the interface, and the difference between  $T_m$  and  $T_{int}$  increases with  $P_{inc}$ . Overall, both the analytical solution and the FEM predict temperatures lower than the softening temperature of Au for RF powers

up to 3 W, and thus the high level of material transfer observed in Figs. 5.12a and 5.12b cannot be attributed only to Joule heating.

Another key parameter governing the material transfer during the transition phases is the open-circuit voltage ( $V_{oc}$ ) [11, 57]. The latter represents the root mean square value of the RF voltage just before the contact closing (i.e., leading edge) or just after the contact opening (i.e., trailing edge) in hot switching and creates a strong electrical field at small separations. It is related to the incident RF power by

$$V_{oc} = \sqrt{P_{inc} Z_0}. \quad (\text{A.6})$$

Basu et al. [11] conducted experimental studies to investigate the failure modes and mechanisms of Ru–Ru contact under various bias conditions in hot switching. It was observed that the material transfer occurs under both AC or DC polarization of the contact, but is more severe in DC. In AC, the material transfer is observed in both directions (i.e., from cathode to anode and vice versa) for a signal voltage of  $V_{oc} = 3.5$  V and increases with an increase of  $V_{oc}$ . In the current study,  $V_{oc}$  varies from 2.2 to 11.2 V when RF power varies 0.1 to 2.5 W, as shown in Fig. 5.13. This is high enough to cause both Ru [11] and Au [156] transfer, which is supported by an EDX analysis of the DUT1 contact after deprocessing (see Figs. 5.12a and 5.12b).

### Lifetime

In this section, the results of cycling a second DUT (DUT2) in hot switching under an RF power of 0.1 W at 2 GHz while the actuation voltage is 90 V will be presented. The same experimental setup as presented in Fig. 5.10 was used for the aging test. The results are presented in Fig. 5.14. The measurement interval was reduced at the beginning of the test to detect early failures. The electrical contact resistance takes an initial value of  $1.2 \Omega$ , then rapidly decreases and stabilizes around  $0.45 \Omega$  after  $5 \times 10^4$  cycles. The first increase of  $R_c$  is detected after  $4 \times 10^6$  cycles and  $R_c = 17 \Omega$ .

There have been many reports of high cycling numbers under moderated RF powers in hot switching [43, 44, 45, 46]. Patel et al. [43] fabricated a Au based RF-MEMS with Au–Ru contacts capable of operating respectively  $10^6$  and  $10^8$  cycles under 0.5 and 0.1 W at a frequency of 0.5 GHz in hot switching. Liu et al. [46] further developed the zipping technique initially introduced by Song et al. [44, 45] to develop a Au based RF-MEMS, with a dual contact Au–Au and Pt–Pt, capable of operating  $5 \times 10^7$  and  $10^8$  cycles under 2 and 1 W respectively. However, the previous devices were operating in a laboratory environment, and the packaging is not a part of their design. The chip-scale packaged single-port four-

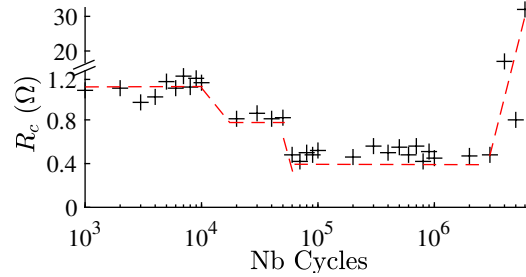


FIGURE 5.14 Evolution of the electrical resistance of contact of DUT2. Aging performed with  $V_a = 90$  V and under a constant RF power of 0.1 W in hot switching. A qualitative representation of the evolution of  $R_c$  is given by the dashed red curve.

throw (SP4T) ADGM1304 [55] commercial RF-MEMS from Analog Devices operates  $3.9 \times 10^5$ ,  $3.2 \times 10^6$  and  $5.16 \times 10^9$  cycles under 0.1, 0.03 and 0.01 W respectively while the signal frequency is 2 GHz. Menlomicro released a glass packaged SP4T MM5130 capable of operating  $> 3 \times 10^9$  cycles in cold switching [56]. The device is not intended for hot switching applications and it must be ensured that  $V_{oc} < 0.5$  V. In the current study, the WLP Au–Ru/AlCu contact using Al–Ge eutectic bonding is capable of operating  $3 \times 10^6$  cycles under 0.1 W before failing due to high electrical resistance. The measurements of the lifetimes in hot switching of the different RF-MEMS are compared in Table 5.1.

The SEM/EDX analysis of DUT2 after deprocessing reveals that : (i) the Au topography is initially altered by the formation of hillocks, which reduce the real area of contact, (ii) the material transfer is limited to the top of the highest hillocks and is less severe when compared to DUT1, and (iii) a relatively high amount of carbon ( $> 40$  %) was detected on Ru by EDX (see Fig 5.12d). The latter observation is in line with Czaplewski et al. [65], who reported that switches with asymmetric contact materials failed due to the accumulation of carbon on the contacts, even in a packaged environment, as a result of the catalytic behavior of the contact materials. Despite the presence of initial defects (e.g., hillocks) the WLP Au–Ru/AlCu contact presents promising electrical performance and lifetime, and better performance is expected for contacts that conform better, without Au hillocks.

### Au contact design modification

Au hillocks form at elevated temperatures during the bonding process when stress relaxation by the mechanisms of diffusion at grain boundaries become available. This diffusion relieves the compressive stress in the film, to produce a more tensile final stress upon cool-down [157, 151]. Critical hillocking values of Au thickness and annealing temperature were reported in [158].

TABLEAU 5.1 Comparison of the lifetime of series-contact RF-MEMS under hot switching.

Design	Frequency (GHz)	RF power (W)	Package	Number of cycles
[42]	0–30	0.5	No	$1.65 \times 10^6$
[43]	0–40	0.5	No	$10^6$
[46]	0–40	2	No	$5 \times 10^7$
[55]	0–14	0.1	Yes	$3.9 \times 10^5$
This work	0–40	0.1	Yes	$3 \times 10^6$

Test structures as lines ranging in width from 15 to 50  $\mu\text{m}$  were designed to track the occurrence of hillocks and the density as a function of the feature width (Fig. 5.15a). The results show that density of hillocks increases for larger features (Fig. 5.15b), with all features  $\geq 30 \mu\text{m}$  in width affected and some non-idealities appearing in 20  $\mu\text{m}$  features at low frequency. The threshold size above which Au hillocking occurs is 15  $\mu\text{m}$  and a ‘safety perimeter’ of smooth Au near a feature edge is reported. We explain the variation in conglomerate density as a function of the feature size with edge relaxation of stress [159, 160].

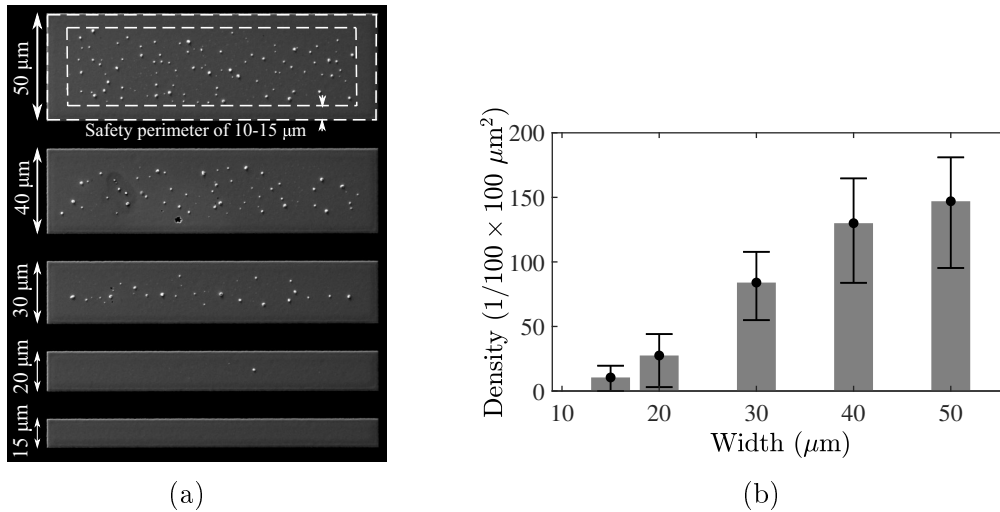


FIGURE 5.15 (a) SEM image of the test structure consisting of patterned Au strips, showing the dependence of the hillock density on the width of the Au features. (b) Hillock density in  $100 \times 100 \mu\text{m}^2$  area.

## 5.2.6 Conclusion

We investigated the integration of a Au–Ru/AlCu contact pair in a MEMS fabrication process with a wafer-level-packaging (WLP) step using Al–Ge eutectic bonding.



The fabricated RF-MEMS provides contact forces in the mN range and the initially measured electrical resistance, under an actuation voltage of 90 V, is  $< 0.5 \Omega/\text{Contact}$ . The RF power handling capability is limited in hot switching, with powers  $>1$  W leading to noticeable damage of the contact and failure due to stiction is reported at 2.5 W. The measured lifetime under 0.1 W is as high as  $3 \times 10^6$  cycles, despite an altered topography of the Au surface, before failure due to high electrical resistance. This is still higher than reported lifetimes of the available packaged switches.

Au hillocking occurs during the WLP sequence and is identified as the main failure mechanism that limits both production and in-use reliability. Au defects can be mitigated by limiting the width of the Au features below a threshold size, and this is expected to enhance the contact performance by a more balanced distribution of contact forces and electrical paths.

Thus, Au–Ru/AlCu is a promising contact pair, which is compatible with packaged MEMS using Al–Ge eutectic bonding. The design and manufacturing process should be adjusted, based on the above remarks, to fabricate robust series-contact switches for a statistical study of the reliability of the contact under different operating configurations.

## 5.2.7 Appendix

### Joule heating in constriction resistance

The Joule heating problem is solved through finite element analysis using the Matlab partial differential equations toolbox. The region of contact is approximated by two cylinders joined through a circular constriction (i.e., an  $\alpha$ -spot) with a radius  $r_\alpha$  (see Fig. 5.16).

In the electrical domain, the electrical potential  $V$  can be found at any point in the conductive medium by solving Eq. A.1 in the domain  $\Omega$

$$\nabla \cdot (\sigma \nabla V) = 0. \quad (\text{A.1})$$

Since the problem is axisymmetric, it is convenient to write Eq. A.1 in cylindrical coordinates so  $\partial/\partial\Theta = 0$ . Then, multiplying by  $z$  gives

$$\frac{\partial}{\partial r} \left( \sigma z \frac{\partial V}{\partial r} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left( \sigma z \frac{\partial V}{\partial z} \right) = 0. \quad (\text{A.2})$$

By defining  $r$  as  $y$  and  $z$  as  $x$ , Eq. A.2 can be written in Cartesian coordinates as Eq. A.3 and solved in the 2D space

$$\nabla \cdot (\sigma x \nabla V) = 0. \quad (\text{A.3})$$

The Neumann condition given by Eq. [A.4](#) is applied to  $\partial\Omega$  to model axisymmetry at  $x = 0$  and isolation from the ambient environment. The boundary conditions on  $\partial\Omega_1$  and  $\partial\Omega_2$  can be either Dirichlet or Neumann type, to force an electrical potential across the contact or a current density.

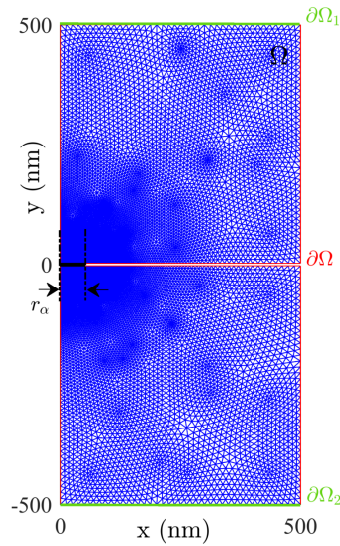


FIGURE 5.16 Axisymmetric mesh for two cylinders making contact at a circular  $\alpha$ -spot with radius  $r_\alpha$

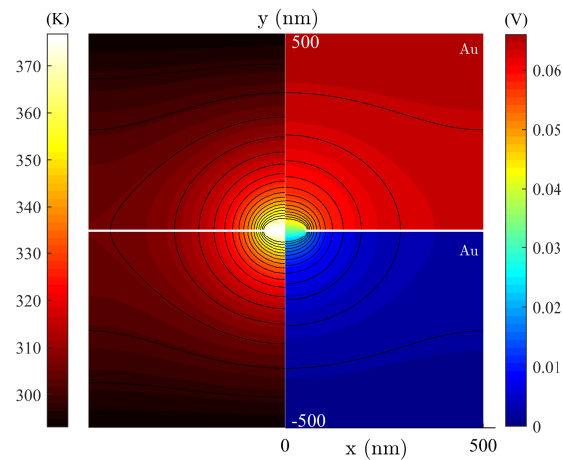
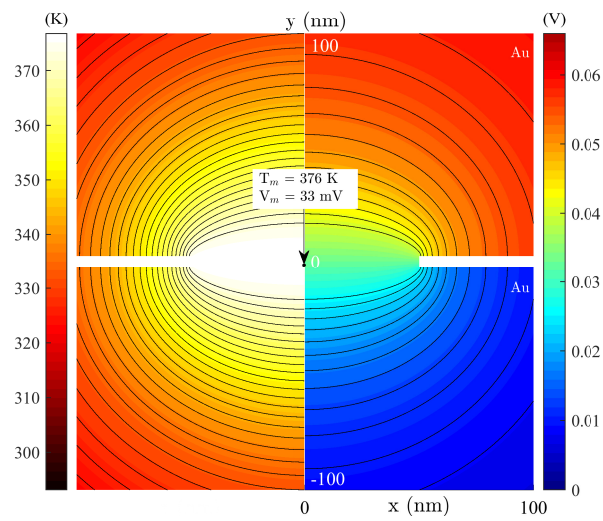


FIGURE 5.17 Electrical potential (right) and temperature (left) distributions within a Au–Au contact pair with  $r_\alpha = 50$  nm.

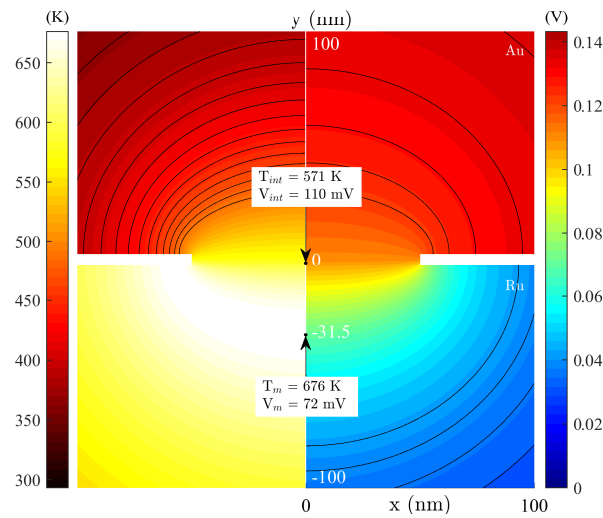
$$\vec{n} \cdot (\sigma x \nabla V) = 0. \quad (\text{A.4})$$

Similarly to the electrical field, the heat transfer problem is axisymmetric and the temperature in the conductive medium  $\Omega$  is obtained by solving Eq. [A.5](#)

$$\nabla \cdot (\kappa x \nabla T) = \sigma x \left\| \vec{E} \right\|^2, \quad (\text{A.5})$$



(a)



(b)

FIGURE 5.18 Voltages and temperatures in the vicinity of (a) Au–Au and (b) Au–Ru/AlCu contacts under  $I_c = 280$  mA.

with  $\kappa$  the thermal conductivity and  $\vec{E}$  the electrical field. The Joule heating is modeled by the source term  $\sigma x \|\vec{E}\|^2$  in Eq.A.5. Both radiation and convection are not considered and the conductive medium is isolated from the ambient environment. The Neumann condition in Eq.A.6 is applied on  $\partial\Omega$ , while the temperature far from the contact, at  $\partial\Omega_1$  and  $\partial\Omega_2$ , is set to 293 K.

$$\vec{n} \cdot (kx\nabla T) = 0. \tag{A.6}$$

The physical constants used in the FEM simulations are listed in Table 5.2.

### Comparison between Au–Au and Au–Ru/AlCu contacts

It is widely understood that, compared to Au–Au contacts, Au–Ru contacts is less adherent, can handle higher power, and have longer lifetimes. The temperature distributions in the Au–Au and Au–Ru/AlCu contacts with  $r_\alpha = 50$  nm have been simulated and compared.

Firstly, the softening temperature of the Au–Au contact is compared to experimental results. Berman et al.[161] conducted extensive experiments on RF microswitches with Au–Au contacts under temperatures ranging from 79 to 293 K and reported a softening voltage of  $\approx 60$  mV at 293 K. Fig.5.17 presents the FEM simulation results of the Joule heating effect for a symmetric Au–Au contact with a constriction radius of  $r_\alpha = 50$  nm. It has been shown that a temperature at the contact junction of  $T_m = 376$  is reached for  $V_c = 66$  mV, which is consistent with the experimental results [161].

Secondly, a current of 280 mA, identical to the current flow in the Au–Au contact under  $V_c = 66$  mV, is forced through the Au–Ru/AlCu contact. This results in a voltage  $V_c = 143$  mV, a maximum temperature  $T_m = 676$  K and a temperature at the interface  $T_{int} = 571$  K. The comparison between the two contacts is presented in Fig. 5.18.

Broué et al.[144] argued that the contact temperature of an asymmetric contact is more stable, because the softening temperature is theoretically not reached for the same contact current. FEM simulations show that under the same electrical current, the temperature at the Au–Au interface is lower than at the Au–Ru interface. The extended lifetime and high power transmission capacity of Au–Ru contacts in comparison to Au–Au contacts cannot therefore be entirely attributed to the shift of the location of the maximum temperature into Ru as reported in [144]. The evolution of the topography (i.e., gradual wear, third body formation, material transfer,...) and the element composition (i.e., carbonaceous

---

contamination, oxidation,...) of the contacting surfaces are some key parameters to be considered in order to better explain the electromechanical performances of micro-contacts.

Metal	$\sigma$ ( $10^6\text{S.m}^{-1}$ )	$\kappa$ ( $\text{W.m}^{-1}$ )	$T_{soft}$ ( $V_{soft}$ ) (K(V))	$T_{melt}$ ( $V_{melt}$ ) (K(V))
Au	45.7	297	373 (0.08)	1336 (0.42)
Ru	14.9	105	703 (0.2)	2623 (0.81)
Al	37.7	222	223 (0.1)	933 (0.29)

TABLEAU 5.2 Physical properties of the contact metals [18].  $T_{soft}$  ( $V_{soft}$ ) and  $T_{melt}$  ( $V_{melt}$ ) refers to the softening and melting temperatures (voltages) respectively.

### 5.2.8 Acknowledgments

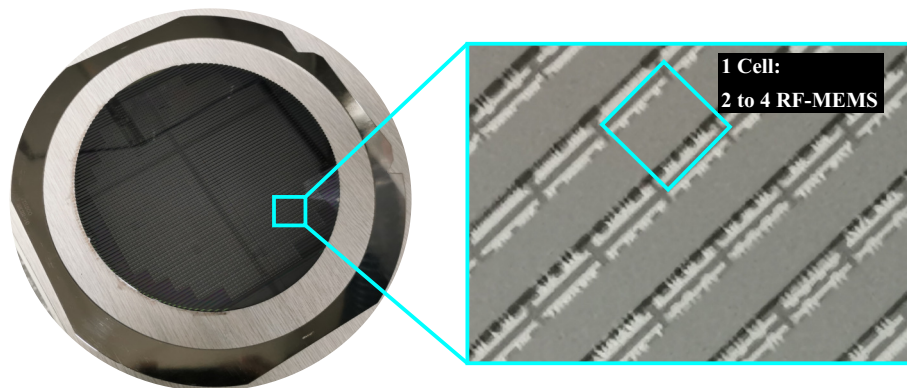
This paper presents the results of the research project funded by the Natural Sciences and Engineering Research Council of Canada (Grant No. RDCPJ 479560 – 15), by Prompt (a member of the QuébecInnoVe organization) (Grant No. 43\_Boone 2015.10), by MITACS (Project No. IT17922) and by Teledyne DALSA Semiconductor. The first author would like to thank Prof. Laurent Bechou of the IMS laboratory (Integration : from material to system, CNRS UMR5218) for his advice on electrical measurements.

### 5.2.9 Matériel supplémentaire

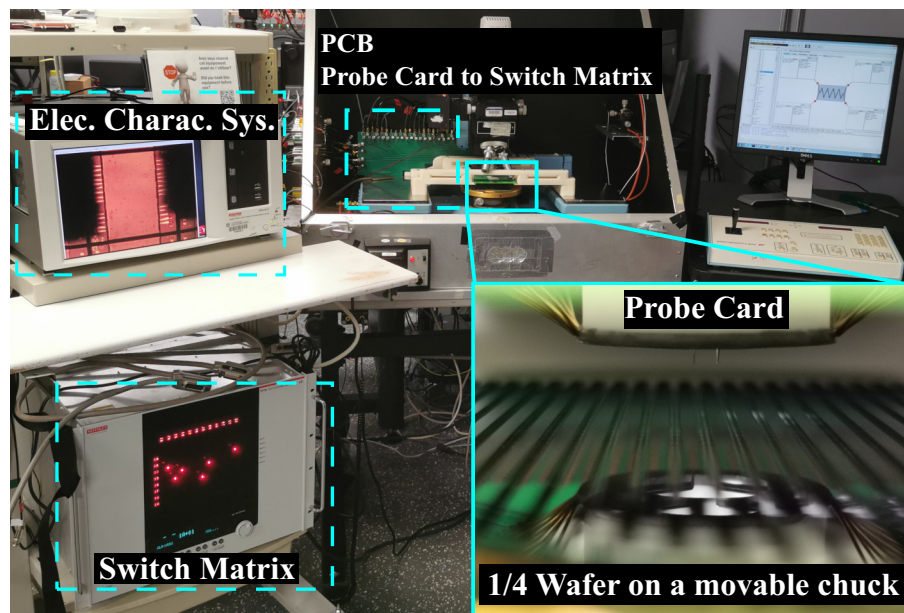
#### Banc de test et résultats de l'inspection au niveau du wafer

Cette section introduit les tests électriques préalables à l'étude présentée dans le chapitre 5. Après la fabrication des composants, le wafer 200 mm est placé sur un tape pour une découpe à scie afin de révéler les plots de contact. Le wafer est testé par quarts en utilisant le montage expérimental automatisé présenté dans la figure [5.19](#). Cela permet de mesurer les tensions d'activation, les tensions de relâchement et les résistances électriques de contact (voir figure [5.20](#)). Les MEMS RF fonctionnels sont identifiés, singularisés et montés sur un PCB RF spécialement conçue pour l'architecture des dispositifs étudiés. Les résultats des tests de vieillissement sont introduits dans le chapitre 5.

---



(a)



(b)

FIGURE 5.19 (a) MEMS RF encapsulés au niveau d'un wafer 200 mm. (b) Montage expérimental automatisé pour les tests électriques en DC . Il combine (i) une *probe card* spécialement conçue pour caractériser les dispositifs 3D présentés en (a), (ii) un PCB intermédiaire pour la redistribution des signaux de la *probe card* vers (iii) une matrice de commutation Keithley 707B, (iv) un système de caractérisation électrique Keithley4200 scs doté de 4 *source measurement units* et (v) un *chuck* mobile . Le montage est relié par liaison GPIB et contrôlé via le logiciel KITE de Keithley.

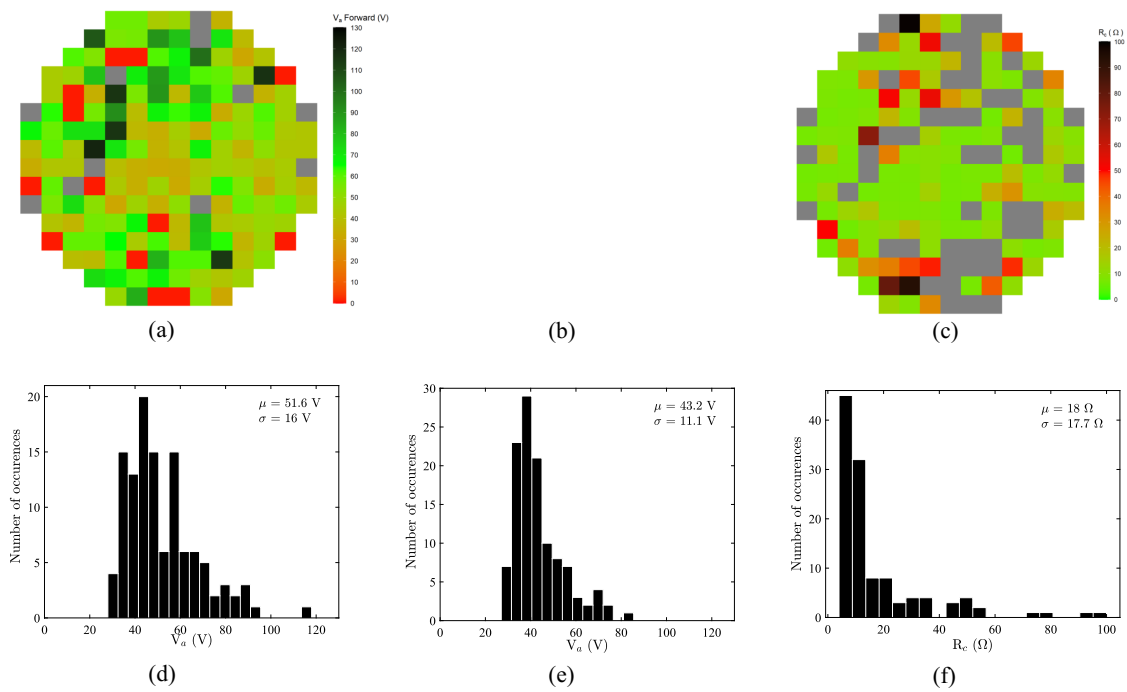


FIGURE 5.20 Mapping de (a) la tension d'activation, (b) la tension de relâchement et (c) la résistance électrique de contact. Leurs distributions respectives sont présentées dans (d), (e) et (f).



# CHAPITRE 6

## CONCLUSION ET PERSPECTIVES

### 6.1 Synthèse générale

Avec l'arrivée de la 5G et l'évolution croissante des systèmes de télécommunication, le besoin de circuits RF opérant à hautes fréquences, configurables, compacts, à faibles consommation électrique et fiables est plus marqué. La technologie MEMS permet de répondre au nombreux défis des nouvelles générations de systèmes de télécommunication, cependant leur intégration à grande échelle reste limitée par leur fiabilité. Malgré les résultats prometteur de la littérature, ces derniers couvrent le plus souvent des composants non-encapsulés, opérant dans un environnement de laboratoire et utilisant un procédé de fabrication incompatible avec les lignes de production industrielle. Cette thèse a visé l'étude du contact Au–Ru/AlCu comme configuration compatible avec un procédé de fabrication MEMS incluant une étape d'encapsulation au niveau du wafer par collage Al–Ge.

La première partie de cette thèse présente une étude fondamentale de la topographie des surfaces rugueuses de contact. En effet, le contact électromécanique conditionne les performances et la durée de vie du MEMS RF ohmique. Lors de la fermeture du micro-commutateur, le contact mécanique est limité aux aspérités les plus hautes et l'aire réelle associée ne représente qu'une fraction de l'aire nominale. Il a été démontré qu'une caractérisation de la topographie des surfaces de contact, basée sur l'analyse de la distribution des hauteurs de surface et sur la densité spectrale de puissance, permet d'extraire la densité, le rayon de courbure et la distribution des points de contact potentiels tout en réduisant la dépendance des résultats à la résolution de l'appareil de mesure. Cette approche statistique peut être utilisée dans un contexte plus général pour caractériser géométriquement l'état de surface et éventuellement suivre son évolution. Elle est adaptée pour caractériser les dimensions des grains en fonction de l'épaisseur du film, de la recette de dépôt et des autres étapes de micro-fabrication.

Le quatrième chapitre met en commun les résultats du troisième chapitre et les différents modèles mécaniques et électriques basés sur la représentation des surfaces par un ensemble discret d'aspérités. Cette méthodologie permet d'exploiter la topographie des surfaces de contact pour une estimation réaliste de la résistance électrique à travers des méthodes analytiques et semi-analytiques. En plus de réduire la sensibilité des résultats à la résolu-

tion des surfaces mesurées, elle réduit considérablement le temps de calcul en comparaison des méthodes de calculs numériques. Il en découle que la rugosité n'a d'effet majeur sur la surface d'au de  $3 \times 3 \mu\text{m}^2$  que pour des chargements relativement faibles, et que la résistance électrique est régie par le terme d'interaction pour des forces de contact supérieures à 1 mN. L'analyse révèle que la conduction électrique se fait principalement dans le régime quasi-balistique, et que l'ECR est estimée inférieure à 14 et 95 m $\Omega$  pour un contact Au–Au et Au–Ru, respectivement. L'utilisation de forces de contact trop importantes risque alors d'accélérer l'usure des surfaces sans amélioration des performances RF.

Le cinquième chapitre porte sur la fabrication et la caractérisation d'un MEMS RF encapsulé au niveau du wafer et fabriqué sur une ligne de prototypage industrielle 200 mm. L'intégration du contact Au–Ru/AlCu est réalisée avec succès. Les MEMS RF ont été caractérisés électriquement au niveau du wafer en utilisant un montage automatisé, combinant un *chuck* mobile, une *probe card* dédiée, quatre *Source Measurement Units* et une matrice de commutation DC, afin d'identifier les composants fonctionnels. La résistance électrique de contact présente une valeur  $\sim 500$  m $\Omega$ , soit  $\sim 250$  m $\Omega$ /contact, et les performances RF sont de  $\geq -1.7$  et  $\leq -12$  dB pour les pertes d'insertion et l'isolation, respectivement. Les MEMS RF sont ensuite montés sur un PCB RF, spécialement conçu pour l'architecture du dispositif, afin d'opérer les tests de vieillissement. La durée de vie du contact Au–Ru/AlCu est supérieure à 3 millions de cycle, à chaud, sous une puissance de 0.1 W (20 dBm). La formation d'agglomérats d'au lors du collage Al–Ge est identifiée comme l'unique limitation de la fiabilité de rendement et d'opération du MEMS RF. Il a été démontré que ceux-ci peuvent être atténués en optant pour des structures d'au avec une largeur maximale de 15  $\mu\text{m}$ . L'objectif principal des tests réalisés dans ce chapitre est d'identifier les mécanismes de défaillances responsables de la dégradation du contact électrique. Les tests à froid n'ont pas été abordés dans le cadre de mes travaux de recherche. D'une part, la fréquence maximale du signal d'activation pour les composants actuels est de 500 Hz, et effectuer  $10^9$  cycles prendrait alors plus de 23 jours. D'autre part, le test à chaud est plus agressif que le test à froid, et les résultats à chaud peuvent donner un ordre de grandeur sur les performances à froid en se comparant à d'autres composants. Par exemple, en se basant sur les tests d'Analog Devices, on remarque que si le composant est capable d'effectuer  $4 \times 10^5$  cycles à chaud sous 0.1 W alors il peut opérer plus de  $5 \times 10^9$  cycles à chaud sous 0.01 W et plus de  $10^9$  cycles sous une puissance de 5 W à froid [55] (voir la figure 6.1).

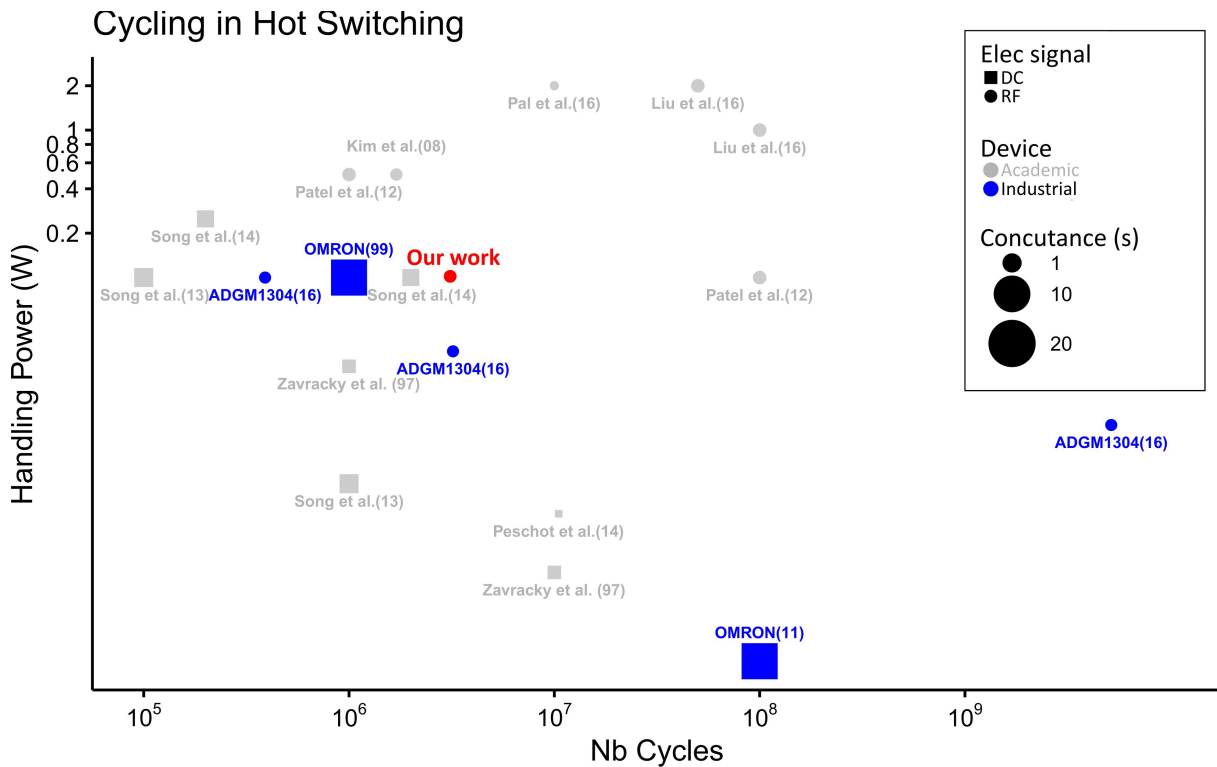


FIGURE 6.1 Performances du MEMS RF fabriqué dans le cadre de mes travaux de recherche (cercle rouge) comparées aux résultats des dispositifs industriels de la figure 2.1

## 6.2 Originalités

- Méthode statistique, rapide et robuste, pour caractériser la distribution en hauteur, le rayon de courbure et la densité des grains/aspérités de couches métalliques minces. La méthode proposée est plus précise et moins sensible à la résolution de l'appareil de mesure en comparaison des méthodes présentes dans la littérature. Elle est la mieux adaptée pour le développement de modèles de contacts mécaniques et électriques basés sur la représentation en aspérités,
- Première approche statistique qui permet d'estimer la résistance électrique de contact pour les micro-commutateurs à partir de la topographie réelle des électrodes rugueuses. L'approche proposée réduit considérablement le temps de calcul en comparaison des méthodes numériques tout en conservant une bonne précision des résultats,
- Nouveau procédé de fabrication de micro-actionneurs encapsulés, dit *High force Si-based Wafer-level packaged Actuator* (HiSiWA), compatible avec une ligne de fabri-

cation industrielle 200 mm,

- Outils de conception, pour la fabrication de MEMS en utilisant le procédé HiSiWA, maintenant disponibles pour les concepteurs,
- Bancs de tests, pour les mesures DC au niveau du wafer (i.e. *mapping*) et le vieillissement (i.e. *cycling*) de MEMS RF, désormais accessibles au Laboratoire de Synthèse et Caractérisation des Matériaux (LCSM) du 3IT.

### 6.3 Perspectives

L'ensemble des résultats qui découlent de ces travaux de recherche ouvre plusieurs perspectives visant à améliorer la fiabilité des MEMS RF, celles-ci peuvent être résumées dans les axes suivants :

#### ***i* – Étude de l'évolution de la topographie des surfaces de contact et son impact sur la résistance électrique associée**

Il serait pertinent de caractériser l'évolution de la topographie des surfaces de contact à travers la méthode développée dans le chapitre 3 [69]. Cela permettrait (i) d'estimer la résistance de contact de manière dynamique et (ii) de quantifier les dégradations mécaniques et électriques pour une meilleure compréhension des phénomènes physiques au niveau de l'aspérité. Des tests de nanoindentation avec un *flat punch* serait appropriés pour valider et améliorer les résultats des modèles électromécaniques, et ce en opérant des boucles de caractérisations électriques/morphologiques et de modélisations/simulations.

#### ***ii* – Amélioration de la fiabilité de rendement et de l'architecture du MEMS RF**

En plus des modifications sur l'Al pour mitiger la formation d'agglomérats, il est possible d'améliorer le rendement de la fabrication en intégrant des stoppeurs mécaniques pour une meilleure uniformité du collage Al–Ge à l'échelle de la tranche 200 mm. De meilleures performance RF peuvent être atteintes en fabriquant des lignes de transmission RF avec de l'AlCu plus épais, i.e.,  $\sim 8 \mu\text{m}$  au lieu de  $1 \mu\text{m}$ , et en utilisant des *Through-Silicon Vias*. Aussi, l'utilisation de contact multiples dans une configuration dite *zipping technique* [46] permettrait (i) d'augmenter la capacité du MEMS RF à transporter plus de puissance électrique et (ii) d'améliorer sa durée de vie d'un facteur supérieure à 100 [46]. D'autre part, la durée de vie du MEMS RF est également conditionnée par son environnement d'opération. Le nettoyage des résidus organiques, le recuit des substrats sous vide avant le collage et le contrôle des gaz à l'intérieur des cavités sont des éléments à considérer dans le

---

procédé de fabrication. Un plan d'expérience adéquat aiderait à quantifier la contribution de chaque composante dans l'amélioration de la durée de vie des composants.

*iii*—**Analyse d'expériences factorielle**

La fiabilité du contact électromécanique dépend des conditions d'opération. La force de contact, la vitesse de commutation, le niveau de puissance, la température, les gaz de remplissage et la fréquence du signal utile sont des paramètres clés qui impactent la durée de vie du MEMS RF à différents degrés. Une analyse de type factorielle  $2^k$ , où  $k$  est le nombre de paramètre à évaluer, aiderait à former une base de conceptions plus élaborées.

---



# ANNEXE A

## Annexe

### A.1 Modèles des aspérités élastiques

#### Modèle GW statistique [76]

Le modèle GW généralise les lois comportementales de Hertz pour le contact élastique d'une sphère avec un plan rigide, définies par l'équation [A.1], à la totalité d'une surface rugueuse. On rappelle que le problème est défini sous les hypothèses suivantes :

1. Les sommets de la surface rugueuse sont considérés sphériques avec un même rayon de courbure  $R_a$  et sont nommés aspérités ;
2. La hauteur  $z_a$  d'une aspérité est une variable aléatoire suivant une distribution  $\phi_a$  Gaussienne ;
3. Les aspérités se déforment de façon indépendante.

À noter que les deux premières hypothèses peuvent être relâchées en utilisant les formules de Nayak [107]. Elles ont été rajoutées principalement pour simplifier davantage le développement des équations d'aire réelle et de force de contact [76]. Aussi, les travaux de Nayak (1971) sont postérieurs à ceux de Greenwood et Williamson (1966), cependant les formules de Nayak s'intègrent facilement au modèle GW [77].

#### *Une aspérité*

Pour une seule aspérité sphérique, Hertz donne la solution analytique exacte, pour les faibles déformations dans le régime élastiques, qui décrit l'évolution de l'aire réelle et la force de contact en fonction de la pénétration  $\delta_a$  du corps rigide dans la sphère comme suit :

$$\alpha = \sqrt{R_a \delta_a}, \quad A_a = \pi R_a \delta_a, \quad P_a = 4/3 E^* R_a^{0.5} \delta_a^{1.5}. \quad (\text{A.1})$$

avec  $\alpha$  le rayon de la surface de contact circulaire, aussi appelée  $\alpha$ -spot, et  $E^*$  le module de Young réduit exprimé en fonction du coefficient de poisson  $\nu$  et de  $E$  :

$$E^* = E/(1 - \nu^2). \quad (\text{A.2})$$

#### *Une surface rugueuse*

Considérons une surface formée de  $N$  aspérités sphériques comme illustré dans la figure [A.1]. Une aspérité n'est en contact que si et seulement si  $z_a > d$ , on définit alors la probabilité de réalisation de cet événement comme suit :

$$Prob(z_a > d) = \int_d^{+\infty} \phi_a(z_a) dz_a. \quad (\text{A.3})$$

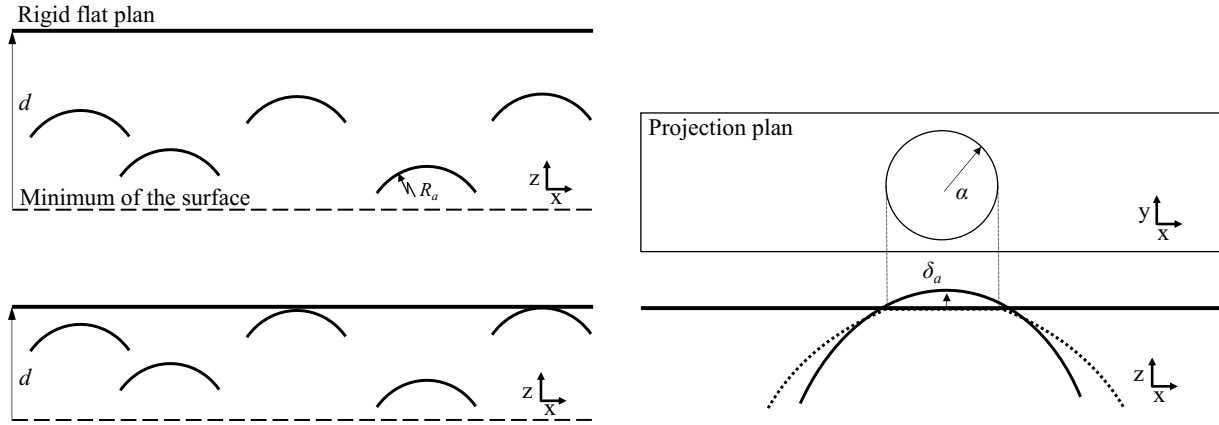


FIGURE A.1 À gauche : une illustration d'une surface rugueuse représentée par un ensemble d'aspérités identiques, de hauteurs aléatoires et de rayon de courbure  $R_a$  en contact avec un plan rigide. Le minimum de la surface est pris comme plan de référence. À droite : la déformation d'une seule aspérité.

Le nombre d'aspérités en contact  $n$  peut être exprimé en fonction de la densité des aspérités  $D_a$  et de l'aire nominale  $A_n$ , i.e., apparente, de la surface de contact. On a alors :

$$n = N.Prob(z_a > d) = D_a A_n \int_d^{+\infty} \phi_a(z_a) dz_a. \quad (\text{A.4})$$

En procédant au changement de variable suivant :  $s = z_a/\sigma$ , avec  $\sigma$  l'écart type des hauteurs de la surface, l'équation [A.4](#) devient :

$$n = D_a A_n \int_h^{+\infty} \phi_a^*(s) ds, \quad (\text{A.5})$$

où  $\phi_a^*(s) = \sigma \phi_a(s)$  la distribution normalisée des hauteurs des aspérités et  $h = d/\sigma$  la séparation normalisée. L'expression mathématique exacte de  $\phi_a^*(s)$  est fournie par Nayak [\[107\]](#).

L'aire de contact réelle moyenne de toute la surface formée de  $N$  aspérités, notée simplement  $A$ , est donnée par :

$$A = N\bar{A}_a = \pi R_a \sigma D_a A_n \int_h^{+\infty} (h-s) \phi_a^*(s) ds. \quad (\text{A.6})$$

De façon analogue à  $A$ , la force de contact moyenne  $P$  s'exprime comme suit :

$$P = \frac{4}{3} E^* R_a^{0.5} \sigma^{1.5} D_a A_n \int_h^{+\infty} (s-h)^{1.5} \phi_a^*(s) ds. \quad (\text{A.7})$$



En connaissant les lois comportementales d'une aspérité (i.e.  $A_a(\delta_a)$  et  $P_a(\delta_a)$ ), il est donc possible de les généraliser à la totalité de la surface de façon analogue au modèle original GW.

### Modèle GW discret

Considérons la même surface formée de  $N$  aspérités sphériques et où la hauteur des aspérités n'est plus traitée comme une variable aléatoire mais comme une constante. La première étape consiste donc à identifier les aspérités  $i$ , de hauteur  $z_{a_i}$ , au moyen d'un schéma donné [101, 100] et de calculer leur rayon de courbure  $R_{a_i}$ . Pour un plan rigide distant de  $d$  par rapport au minimum de la surface, seules les aspérités dont la hauteur initiale satisfait  $z_{a_i} > d$  seront en contact. On notera l'ensemble des aspérités en contact  $\mathbb{K}$ . La formulation discrète consiste simplement à sommer les contributions des aspérités en contact comme suit :

$$A = \sum_{i \in \mathbb{K}} A_{a_i} = \sum_{i \in \mathbb{K}} \pi R_{a_i} (z_{a_i} - d) \quad (\text{A.8})$$

$$P = \sum_{i \in \mathbb{K}} P_{a_i} = \sum_{i \in \mathbb{K}} \frac{4}{3} E^* R_{a_i}^{0.5} (z_{a_i} - d)^{1.5} \quad (\text{A.9})$$

Le modèle discret est souvent utilisé pour tenir compte des déformations du substrat [82, 99, 15] et de la coalescence des aspérités [82].

### Modèle $\text{GW}_{Ext}^E$ [15]

Zhang et al. [15] ont récemment introduit un modèle semi-analytique ( $\text{GW}_{Ext}^E$ ) qui prend en compte l'effet d'interaction et considère l'aspérité comme une sinusoïde 3D, une coupe de celle-ci est présentée dans la figure A.2. Les résultats du modèle  $\text{GW}_{Ext}^E$  ont été comparés avec succès à la méthode FEM sous ABACUS tout en réduisant le temps de calcul.

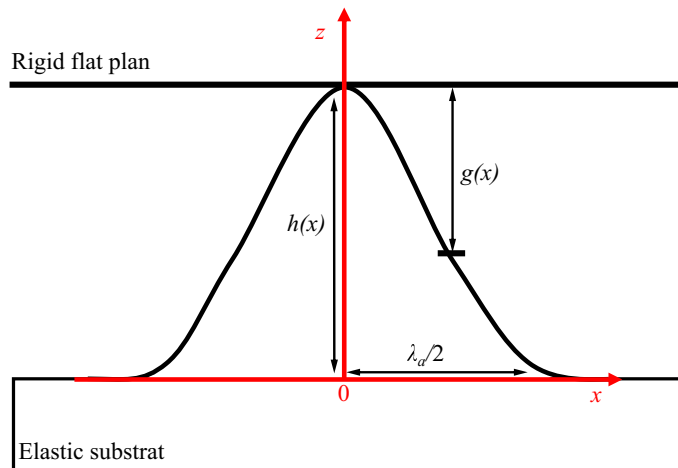


FIGURE A.2 Vue en coupe d'une aspérité sinusoïdale considérée dans les modèles de Zhang et al [15].

*Une aspérité*

Le profile  $h$  de l'aspérité, suivant l'axe  $z$ , en fonction de la position en  $x$  s'exprime comme suit :

$$h(x) = \frac{1}{2}z_a \left[ \cos\left(\frac{2\pi}{\lambda_a}x\right) + 1 \right], \quad (\text{A.10})$$

avec  $z_a$  l'amplitude maximale de l'aspérité et  $\lambda_a$  la largeur de la base de l'aspérité (i.e. la période spatiale). La courbure  $R_a^{-1}$  est obtenu en calculant la dérivée seconde  $\ddot{h}(x)\Big|_{x=0}$  ce qui donne :

$$R_a = \frac{\lambda_a^2}{2\pi^2 z_a}. \quad (\text{A.11})$$

Quand le contact entre un plan rigide situé à une distance  $d$  du substrat, et une aspérité est établie (i.e.  $z_a > d$ ), le déplacement total de l'aspérité  $\Delta$  est accommodé par (i) la compression de l'aspérité  $\delta_a$  et (ii) le déplacement  $u^{bulk}$  du substrat considéré semi-infini et élastique :

$$\Delta = z_a - d = \delta_a + u^{bulk} = u^{self}. \quad (\text{A.12})$$

Le déplacement  $u^{bulk}$  est obtenu en approchant analytiquement les résultats FEM du contact d'une aspérité sinusoïdale avec différents rapports de forme  $z_a/\lambda_a$ , et est exprimé en fonction de la charge  $P_a$  appliquée sur l'aspérité comme suit :

$$u^{bulk} = C \frac{1}{\pi E^* \alpha} P_a, \quad (\text{A.13})$$

avec  $C = 0.48z_a/\lambda_a$  le coefficient de fit. Les expressions explicites de  $P_a$ ,  $\delta_a$  et  $A_a$  pour le modèle  $\text{GW}_{Ext}^E$  sont définies dans la section [A.4](#).

*Une surface rugueuse*

Considérons une surface composée de  $N$  aspérités chacune représentée par une sinusoïde de hauteur  $z_{a_i}$ , de largeur  $\lambda_{a_i}$  et de rayon  $R_{a_i}$  (voir la figure [A.3](#)).

La déformation d'une aspérité  $j$ , notée  $u_j^{self}$ , est en partie accommodée par la déformation du substrat  $u_j^{bulk}$ . Le déplacement de n'importe quel point  $i$  de la surface du substrat, provoqué par le déplacement  $u_j^{bulk}$  (i.e. le chargement  $P_{a_j}$ ) au point  $j$  est obtenu à partir de la solution de Boussinesq légèrement ajusté avec un préfacteur de 0.96 [\[15\]](#). Le déplacement au point  $i$  engendré par l'ensemble des aspérités en contact (i.e.  $j \neq i$  et  $j \in \mathbb{K}$ ) est exprimé comme alors suit :

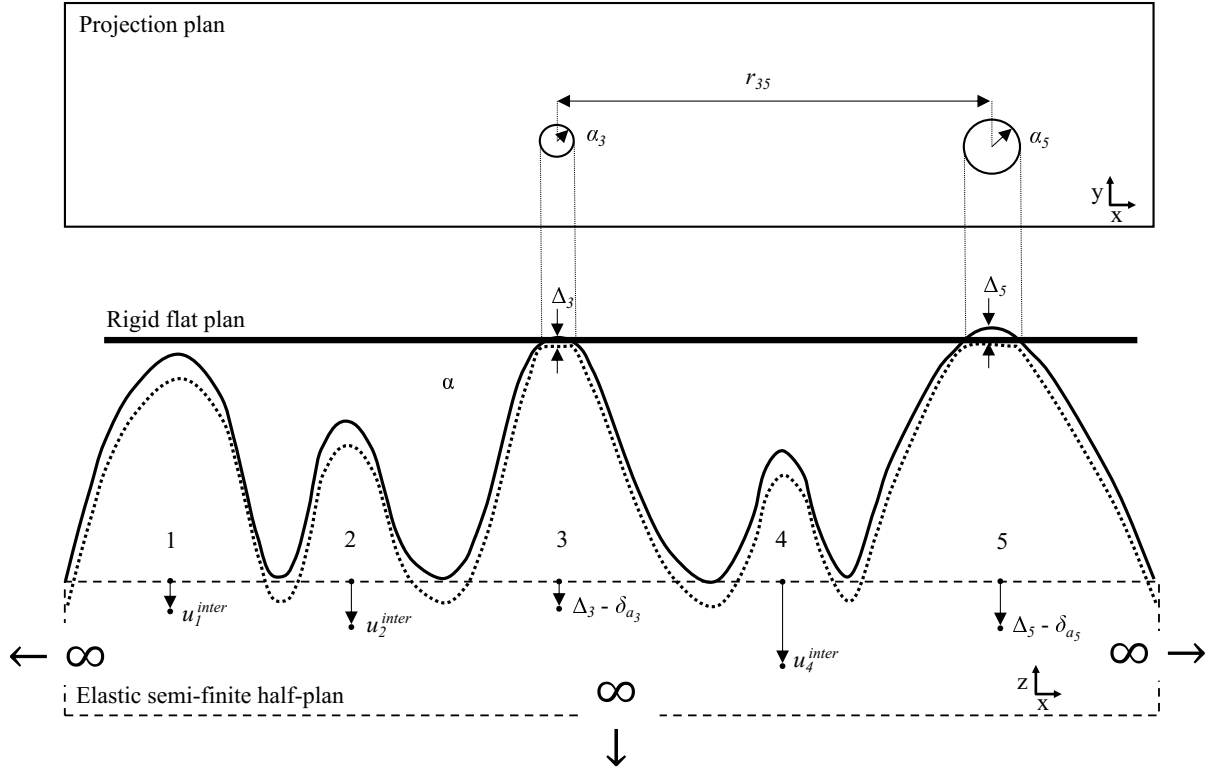


FIGURE A.3 Surface rugueuse, approchée par des sinusoides, en contact avec un plan rigide, mettant en avant les différentes quantités définies pour le modèle  $GW_{Ext}^E$  [15].

$$u_i^{inter} = \sum_{\substack{j \neq i \\ j \in \mathbb{K}}} 0.96 \frac{1}{\pi E^* r_{ij}} P_{a_j} \quad (\text{A.14})$$

où  $r_{ij}$  est la distance séparant les points  $i$  et  $j$ .

Le déplacement total  $\Delta_i$  de l'aspérité  $i$  en contact s'écrit donc :

$$\Delta_i = z_{a_i} - d = \underbrace{\delta_{a_i} + C_i \frac{1}{\pi E^* \alpha_i} P_{a_i}}_{u_i^{self}} + \underbrace{\sum_{\substack{j \neq i \\ j \in \mathbb{K}}} 0.96 \frac{1}{\pi E^* r_{ij}} P_{a_j}}_{u_i^{inter}} \quad (\text{A.15})$$

tandis que le déplacement totale d'une aspérité  $i$  qui n'est pas en contact équivaut simplement  $u_i^{inter}$ .

Les équations de Johnson [162] (voir l'appendix A.4) permettent d'exprimer  $\delta_{a_i}$  et  $P_{a_i}$  en fonction du rayon de contact  $\alpha_i$ . L'équation A.15 s'écrit alors :

$$\Delta_i = 2 \left( 1 + C_i \frac{4}{3\pi} \right) B_{1_i} \alpha_i^2 + \frac{8}{3} \left( 1 + C_i \frac{8}{5\pi} \right) B_{2_i} \alpha_i^4 + \sum_{\substack{j \neq i \\ j \in \mathbb{K}}} \frac{8}{3} \times \frac{0.96}{\pi r_{ij}} B_{1_j} \alpha_j^3 + \frac{64}{15} \times \frac{0.96}{\pi r_{ij}} B_{2_j} \alpha_j^5, \quad (\text{A.16})$$

avec  $B_{1_i}$  et  $B_{2_i}$  des facteurs de forme pour une aspérité  $i$ . On définit alors le résidu  $res_i$  :

$$res_i = \Delta_i - \left[ 2 \left( 1 + C_i \frac{4}{3\pi} \right) B_{1_i} \alpha_i^2 + \frac{8}{3} \left( 1 + C_i \frac{8}{5\pi} \right) B_{2_i} \alpha_i^4 + \sum_{\substack{j \neq i \\ j \in \mathbb{K}}} \frac{8}{3} \times \frac{0.96}{\pi r_{ij}} B_{1_j} \alpha_j^3 + \frac{64}{15} \times \frac{0.96}{\pi r_{ij}} B_{2_j} \alpha_j^5 \right]. \quad (\text{A.17})$$

Si  $n$  aspérités sont en contact, l'idée est donc de trouver un ensemble  $\alpha_1, \alpha_2, \dots, \alpha_n$  qui minimise l'ensemble des équations non-linéaires couplées  $res_1, res_2, \dots, res_n$ . La force et l'aire réelle de contact totaux sont donnés respectivement par les Eqs. [A.18](#) et [A.19](#) :

$$P = \sum_{i \in \mathbb{K}} P_{ai} = \sum_{i \in \mathbb{K}} \frac{8}{3} B_{1_i} E^* \alpha_i^3 + \frac{64}{15} B_{2_i} E^* \alpha_i^5 \quad (\text{A.18})$$

$$A = \sum_{i \in \mathbb{K}} A_{ai} = \sum_{i \in \mathbb{K}} \pi \alpha_i^2 \quad (\text{A.19})$$

Les aspérités qui ne sont pas en contact (i.e.  $i \notin \mathbb{K}$ ) se déplacent uniquement sous l'effet d'interactions, et leur hauteur initiale doit être actualisée comme suit :

$$z_{a_i}^{new} = z_{a_i} - \underbrace{\sum_{j \in \mathbb{K}} \frac{8}{3} \times \frac{0.96}{\pi r_{ij}} B_{1_j} \alpha_j^3 + \frac{64}{15} \times \frac{0.96}{\pi r_{ij}} B_{2_j} \alpha_j^5}_{u_i^{inter}} \quad (\text{A.20})$$

Les étapes pour résoudre le problème de contact d'une surface rugueuse avec un plan rigide en adoptant le modèle  $\text{GW}_{Ext}^E$  sont :

1. Initialiser des entrées : coordonnées  $x_{a_i}$ ,  $y_{a_i}$  et  $z_{a_i}$  des aspérités et leur rayon de courbure  $R_{a_i}$  en considérant le minimum de la surface comme plan de référence ;
2. Calculer les paramètres de forme  $\lambda_{a_i}$ ,  $B_{1_i}$  et  $B_{2_i}$  et le paramètre d'ajustement  $C_i$  ;
3. Initier la hauteur du plan rigide  $d > \max z_{a_i}$  et la diminuer avec un pas suffisamment fin ;
4. À chaque incrémentation, identifier les aspérités dont la hauteur satisfait  $z_{a_i} > d$  (i.e. former  $\mathbb{K}$ ) et calculer  $\Delta_i$  pour  $i \in \mathbb{K}$  ;
5. Minimiser les résidus  $res_i$  ;

6. Calculer  $P$  et  $A$ ;
7. Actualiser la hauteur des aspérités qui ne sont pas en contact  $z_{a_i}^{new}$
8. Répéter à partir de l'étape 4 tant que  $d \neq 0$

## A.2 Modèles des aspérités plastiques

### Modèle KE [131]

Kogut et Etsion [131] ont développé un modèle statistique (KE) qui tient compte des déformations des aspérités dans les régimes élastique et plastique. Le modèle de KE représente l'aspérité par une demi-sphère portée par un plan infiniment grand. Le problème est résolu par la méthode FEM sous ANSYS, et les courbes  $P_a(\delta_a)$  et  $A_a(\delta_a)$  sont approchées par des fonctions en puissance. La pénétration critique  $\delta_c$  qui marque la transition entre le régime purement élastique et élastique-plastique est définie comme suit :

$$\delta_c = \left( \frac{\pi KH}{2E} \right)^2 R_a, \quad (\text{A.21})$$

avec  $H$  la dureté du matériaux le plus mou et  $K$  une constante qui s'exprime en fonction du coefficient de Poisson :  $K = 0.454 + 0.41\nu$ . Dans la suite nous utiliserons la forme normalisée  $\delta_c^* = \delta_c/\sigma$ . Les régimes plastique primaire, plastique secondaire et purement plastique sont définis pour  $\delta^* \in [\delta_c^*, 6\delta_c^*]$ ,  $\delta^* \in [6\delta_c^*, 110\delta_c^*]$  et  $\delta^* \geq 110\delta_c^*$  respectivement.

De façon analogue au modèle GW qui généralise les formules de Hertz à l'intégralité de la surface rugueuse à travers  $\phi_a^*(s)$ ,  $P$  et  $A$  sont donnée par les équations [A.22] et [A.23] :

$$P = \frac{2}{3} \pi D_a R_a \sigma K \delta_c^* A_n H \left( \int_h^{h+\delta_c^*} I^{1.5} + 1.03 \int_{h+\delta_c^*}^{h+6\delta_c^*} I^{1.425} + 1.4 \int_{h+6\delta_c^*}^{h+110\delta_c^*} I^{1.263} + \frac{3}{K} \int_{h+110\delta_c^*}^{+\infty} I^{1.263} \right), \quad (\text{A.22})$$

$$A = \pi D_a R_a \sigma \delta_c^* A_n \left( \int_h^{h+\delta_c^*} I^1 + 0.93 \int_{h+\delta_c^*}^{h+6\delta_c^*} I^{1.136} + 0.94 \int_{h+6\delta_c^*}^{h+110\delta_c^*} I^{1.146} + 2 \int_{h+110\delta_c^*}^{+\infty} I^1 \right), \quad (\text{A.23})$$

où  $I^\alpha = \left( \frac{s-h}{\delta_c^*} \right)^\alpha \phi_a^*(s) ds$ .

### Modèle GW $_{Ext}^P$ [15]

Zhang et al. [15] ont étendu le modèle GW au régime plastique (GW $_{Ext}^P$ ) en s'inspirant du modèle KE. Ils ont démontré que la forme de l'aspérité a un impact majeur sur sa réponse mécanique en régime plastique, et qu'une représentation par une sinusoïde 3D est plus réaliste et mieux approprié pour une simulation FEM. La réponse d'une aspérité à un déplacement est approchée par des fonctions en puissance :

$$P_a = E^* z_a \lambda_a b_1 \left( \frac{\delta_a}{z_a} \right)^{m_1}, \quad (\text{A.24})$$

$$A_a = \lambda_a^2 c_1 \left( \frac{\delta_a}{z_a} \right)^{n_1}, \quad (\text{A.25})$$

où  $b_1$ ,  $c_1$ ,  $m_1$  et  $n_1$  sont des paramètres d'ajustement présentés dans l'appendix D dans [15]. La déformation du substrat et l'effet d'interaction peuvent être rajoutés de façon analogue au modèle  $\text{GW}_{Ext}^E$ . En effet, même lorsque les aspérités se déforment plastiquement Zhang et al. [15] assument que le substrat se déforme toujours élastiquement.

### A.3 Résistance électrique de contact

Le contact mécanique entre les électrodes métalliques rugueuses conduit à l'apparition de points de contacts isolés appelés  $\alpha$ -spots à travers lesquels peut circuler le courant électrique. Smythe [88] a défini la résistance électrique créée par le passage du courant entre deux cylindres du même matériau faisant contact en une zone circulaire comme suit :

$$R^{Diff} = \frac{\rho}{2\alpha}. \quad (\text{A.26})$$

Pour un cluster d' $\alpha$ -spots, Greenwood [76] a dérivé une formule analytique simple pour calculer la résistance de contact électrique (ECR) entre deux métaux identiques comme :

$$ECR = R^{Diff} + R^{inter} = \frac{\rho}{2n\bar{\alpha}} + \frac{\rho}{\pi n^2} \sum_{i \neq j} \frac{1}{r_{ij}} \quad (\text{A.27})$$

avec  $\rho$  la résistivité électrique. Le premier terme représente la somme des résistances individuelles en parallèles et ne dépend alors que des rayons  $\alpha_i$  tandis que le deuxième terme modélise l'effet de l'interaction électrique entre les différents  $\alpha$ -spots et fait intervenir la distance entre les aspérités  $i$  et  $j$  notée  $r_{ij}$ . En effet, le passage du courant électrique à travers un point  $i$  entraîne l'apparition d'un potentiel électrique au point  $j$  et induit une résistance électrique supplémentaire  $\propto r_{ij}^{-1}$ . Greenwood a démontré que lorsque le nombre de points de contact en contact  $n \leq 30$  le terme  $R^{Diff}$  domine l'ECR alors que ce dernier converge vers  $R^{inter}$  pour des valeurs élevées de  $n$ . Le mécanisme de conduction électrique ne suit pas toujours la loi d'Ohm et peut aussi être balistique en fonction du rapport entre le libre parcours moyen des électrons  $\lambda_e$  dans le métal et le rayon de l' $\alpha$ -spot. Sharvin [90] a développé un modèle permettant de calculer la résistance électrique lorsque  $\alpha \ll \lambda_e$  :

$$R^{Bal} = \frac{4\rho\lambda_e}{3\pi\alpha^2}. \quad (\text{A.28})$$

Wexler a introduit une fonction d'interpolation pour marquer la transition entre la résistance de Smythe (l'équation [A.26](#)) et celle de Sharvin (l'équation [A.28](#)) :

$$R^{Wex} = R^{Bal} + f\left(\frac{\lambda_e}{\alpha}\right) R^{Diff}. \quad (\text{A.29})$$

Nikolic et Allen [\[163\]](#) ont suivi le travail de Wexler et ont trouvé la forme explicite de la fonction de Green pour l'opérateur de Boltzmann linéarisé. La fonction d'interpolation  $f$  dans l'équation [A.29](#) est exprimée en fonction de  $\lambda/\alpha$  :

$$f\left(\frac{\lambda_e}{\alpha}\right) = \frac{1 + \frac{0.83\lambda_e}{a}}{1 + \frac{1.33\lambda_e}{\alpha}}. \quad (\text{A.30})$$

L'expression de ECR qui tient compte des différents régimes de conduction et de l'effet de l'interaction électrique s'exprime comme suit :

$$ECR = \left( \sum_i \left( \frac{4\rho\lambda_e}{3\pi\alpha_i^2} + \frac{1 + \frac{0.83\lambda_e}{\alpha_i}}{1 + \frac{1.33\lambda_e}{\alpha_i}} \frac{\rho}{2\alpha_i} \right)^{-1} \right)^{-1} + \frac{\rho}{\pi n^2} \sum_{i \neq j} \frac{1}{r_{ij}} \quad (\text{A.31})$$

## A.4 Dérivation de la solution analytique du contact élastique pour le modèle $GW_{Ext}^E$

La fonction  $g$  définit la séparation entre la position initiale du plan rigide et le profil de l'aspérité  $h$ .  $g$  est représentée dans la Fig. [A.2](#) et donnée par l'Eq. [A.32](#) :

$$g(x) = \frac{1}{2} z_a \left[ 1 - \cos\left(\frac{2\pi}{\lambda_a} x\right) \right]. \quad (\text{A.32})$$

La fonction  $g$  est utilisée par Johnson [\[162\]](#) pour définir la force de contact  $P_a$  et la compression  $\delta_a$  pour une aspérité axisymétrique. L'expansion de Taylor de  $g$ , au voisinage du maximum de l'aspérité (i.e.  $x = 0$ ), est donné par :

$$g(x) = B_1 x + B_2 x^2 + B_3 x^3 + \dots, \quad (\text{A.33})$$

avec  $B_1 = z_a \frac{\pi}{\lambda_a}$ ,  $B_2 = \frac{-1}{3} z_a \left(\frac{\pi}{\lambda_a}\right)^4$ ,  $B_3 = \frac{2}{45} z_a \left(\frac{\pi}{\lambda_a}\right)^6$  ... les coefficients de Taylor.

Selon Johnson (Eqs. (5.20), (5.21), et (5.22) dans [\[162\]](#)), la force de contact  $P_a$  et la pénétration  $\delta_a$  pour une seule aspérité peuvent être obtenus par les formules suivantes :

$$P_a = \sum_{k=1}^n \frac{4B_k E^* k \alpha^{2k+1}}{2k+1} \times \prod_{k=1}^n \frac{2k}{2k-1}, \quad (\text{A.34})$$


---

$$\delta_a = \sum_{k=1}^n \frac{2k}{2k-1} \times B_k \alpha^{2k}. \quad (\text{A.35})$$

L'aire de contact d'un  $\alpha$ -spot est alors calculée comme suit :

$$A_a = \pi \alpha^2. \quad (\text{A.36})$$

En considérant le développement en série de Taylor au second ordre de  $g$  (i.e.  $n = 2$  dans les Eqs. [A.34](#) et [A.35](#)) on obtient :

$$P_a = \frac{8}{3} B_1 E^* \alpha^3 + \frac{64}{15} B_2 E^* \alpha^5, \quad (\text{A.37})$$

$$\delta_a = 2B_1 \alpha^2 + \frac{8}{3} \alpha^4. \quad (\text{A.38})$$

À noter que pour  $n = 1$  le développement des Eqs. [A.34](#) et [A.35](#) conduit aux solutions de Hertz.



# LISTE DES RÉFÉRENCES

- [1] A. H. Epstein, “Millimeter-Scale, Micro-Electro- Mechanical Systems Gas Turbine Engines,” vol. 126, no. April 2004, 2004.
- [2] D. Schubert, “A new MEMS-concept using micro turbines for satellite power supply,” *International Astronautical Federation - 59th International Astronautical Congress 2008, IAC 2008*, vol. 10, no. February 2012, pp. 6096–6105, 2008.
- [3] A. P. Lee, D. R. Ciarlo, P. A. Krulevitch, and M. A. Northrup, “A Practical Micro-gripper by Fine Alignment , Eutectic Bonding and S M A Actuation,” 1995.
- [4] M. Douglass, “DMD reliability : a MEMS success story,” *Proceedings of Society of Photo-Optical Instrumentation Engineers*, vol. 4980, pp. 1–11, 2003.
- [5] J. Iannacci and C. Tschoban, “RF-MEMS for future mobile applications : Experimental verification of a reconfigurable 8-bit power attenuator up to 110 GHz,” *Journal of Micromechanics and Microengineering*, vol. 27, no. 4, 2017.
- [6] N. F. De Rooij, S. Gautsch, D. Briand, C. Marxer, G. Mileti, W. Noell, H. Shea, U. Staufer, and B. Van Der Schoot, “MEMS for space,” *TRANSDUCERS 2009 - 15th International Conference on Solid-State Sensors, Actuators and Microsystems*, no. July, pp. 17–24, 2009.
- [7] P. H. Smith, L. Tamppari, R. E. Arvidson, D. Bass, D. Blaney, W. Boynton, A. Carswell, D. Catling, B. Clark, T. Duck, E. Dejong, D. Fisher, and W. Goetz, “Introduction to special section on the Phoenix Mission : Landing Site Characterization Experiments , Mission Overviews , and Expected Science,” vol. 113, pp. 1–16, 2008.
- [8] “Radio-frequency microelectromechanical system.” [https://en.wikipedia.org/wiki/Radio-frequency\\_microelectromechanical\\_system](https://en.wikipedia.org/wiki/Radio-frequency_microelectromechanical_system).
- [9] L. Chen, Z. J. Guo, N. Joshi, H. Eid, G. G. Adams, and N. E. McGruer, “An SPM-based contact tester for study of microcontacts,” *Technical Digest - Solid-State Sensors, Actuators, and Microsystems Workshop*, pp. 190–193, 2010.
- [10] A. Basu, R. Hennessy, G. Adams, and N. Mcgruer, “LEADING AND TRAILING EDGE HOT SWITCHING DAMAGE IN A METAL CONTACT RF MEMS SWITCH Department of Electrical and Computer Engineering , Northeastern University , Boston , MA , USA Department of Mechanical and Industrial Engineering , Northeastern University ,” *2013 Transducers and Eurosensors XXVII : The 17th International Conference on Solid-State Sensors, Actuators and Microsystems*, no. June, pp. 514–517, 2013.
- [11] A. Basu, R. P. Hennessy, G. G. Adams, and N. E. McGruer, “Hot switching damage mechanisms in MEMS contacts—evidence and understanding,” *Journal of Micromechanics and Microengineering*, vol. 24, no. 10, pp. 1–16, 2014.
- [12] Z. K. Chen and K. Sawa, “Effect of arc behavior on material transfer : A review,” *IEEE Transactions on Components Packaging and Manufacturing Technology Part A*, vol. 21, no. 2, pp. 310–322, 1996.

- 
- [13] B. Bhushan, *Introduction to Tribology*, ch. 2, pp. 9–89. John Wiley & Sons, Ltd, 2013.
- [14] F. Maaboudallah, M. Najah, and N. Atalla, “A Review on the Contact Mechanics Modeling of Rough Surfaces in the Elastic Regime : Fundamentals, Theories, and Numerical Implementations,” in *Tribology* (G. Pintaude, ed.), p. 29, IntechOpen, 2022.
- [15] S. Zhang, H. Song, S. Sandfeld, X. Liu, and Y. G. Wei, “Discrete greenwoodwilliamson modeling of rough surface contact accounting for three-dimensional sinusoidal asperities and asperity interaction,” *Journal of Tribology*, vol. 141, no. 12, 2019.
- [16] Z. D. Milosavljevic, “RF MEMS Switches,” *Encyclopedia of Nanotechnology*, pp. 3459–3459, 2016.
- [17] G. M. Rebeiz, *RF MEMS : THEORY, DESIGN AND TECHNOLOGY*. 2003.
- [18] P. G. Slades, *Electrical Contacts : Principles and Applications*. CRC Press, 2 nd ed., 2014.
- [19] X. Liu, M. Mwangi, X. Li, M. O’Brien, and G. M. Whitesides, “Paper-based piezoresistive MEMS sensors,” *Lab on a Chip*, vol. 11, no. 13, pp. 2189–2196, 2011.
- [20] Z. Mehmood, I. Haneef, and F. Udrea, “Material selection for optimum design of MEMS pressure sensors,” *Microsystem Technologies*, vol. 1, 2019.
- [21] V. Rajaram, Z. Qian, S. Kang, S. D. Calisgan, and M. Rinaldi, “MEMS-Based Battery-Less RFID Infrared Sensor Tag with Memory Function,” *Proceedings of the IEEE International Conference on Micro Electro Mechanical Systems (MEMS)*, vol. 2019-Janua, no. January, pp. 266–269, 2019.
- [22] R. Bogue, “Recent developments in MEMS sensors : A review of applications, markets and technologies,” *Sensor Review*, vol. 33, no. 4, pp. 300–304, 2013.
- [23] M. S. Baker, J. A. Walraven, T. J. Headley, and R. A. Plass, “Final Report : Compliant Thermo-mechanical MEMS Actuators, LDRD# 52553, SAND2004-6635.2004,” *Contract*, no. December, 2004.
- [24] N. Suma, V. S. Nagaraja, S. L. Pinjare, K. N. Neethu, and K. M. Sudharshan, “Design and characterization of MEMS thermal actuator,” *2012 International Conference on Devices, Circuits and Systems, ICDCS 2012*, no. March, pp. 638–642, 2012.
- [25] B. S. Jeon, K. J. Park, S. J. Song, Y. C. Joo, and K. D. Min, “Design, fabrication, and testing of a MEMS microturbine,” *Journal of Mechanical Science and Technology*, vol. 19, no. 2, pp. 682–691, 2005.
- [26] D. M. Tanner, N. F. Smith, L. W. Irwin, W. P. Eaton, K. S. Helgesen, J. J. Clement, W. M. Miller, J. A. Walraven, K. A. Peterson, P. Tangyunyong, M. T. Dugger, and S. L. Miller, “MEMS Reliability : Infrastructure , Test eriments , and Failure,” *Sandia Report*, no. January, 2000.
- [27] Z. Zhou, Z. Wang, and L. Lin, *Microsystems and nanotechnology*, vol. 9783642182. 2012.
- [28] K. Petersen, “Biomedical applications of MEMS,” *Technical Digest - International Electron Devices Meeting*, pp. 239–242, 1996.
-

- [29] R. Gupta, J. Maru, and N. Pannaga, “MEMS Technology Application in Defense Navigation System,” *International Journal of Engineering Research Technology (IJERT)*, vol. 2, no. 10, pp. 1903–1909, 2013.
- [30] P. B. Ruffin, “MEMS-Based Sensor Arrays for Military Applications,” vol. 4700, pp. 111–121, 2002.
- [31] P. B. Ruffin, “<title>Opportunities and challenges for MEMS technology in Army missile systems applications</title>,” *Smart Structures and Materials 1999 : Smart Electronics and MEMS*, vol. 3673, no. March, pp. 34–44, 1999.
- [32] B. C. Edwards, “A hoist to the heavens,” *IEEE Spectrum*, vol. 42, no. 8, pp. 30–35, 2005.
- [33] N. Haridas, A. T. Erdogan, T. Arslan, A. J. Walton, S. Smith, T. Stevenson, C. Dunare, A. Gundlach, J. Terry, P. Argyrakis, K. Tierney, A. Ross, and T. O’Hara, “Reconfigurable MEMS antennas,” *Proceedings of the 2008 NASA/ESA Conference on Adaptive Hardware and Systems, AHS 2008*, no. November 2014, pp. 147–154, 2008.
- [34] D. Bouyge, A. Crunteanu, A. Pothier, P. O. Martin, P. Blondy, A. Velez, J. Bonache, J. C. Orlianges, and F. Martin, “Reconfigurable 4 pole bandstop filter based on RF-MEMS-loaded split ring resonators,” pp. 588–591, 2010.
- [35] G. Monti, L. Tarricone, and L. Corchia, “MEMS-based filter with a reconfigurable band-pass,” *European Conference on Antennas and Propagation, EuCAP 2009, Proceedings*, pp. 445–448, 2009.
- [36] F. Diaferia, F. Deborgies, S. Di Nardo, B. Espana, P. Farinelli, A. Lucibello, R. Marcelli, B. Margesin, F. Giacomozzi, L. Vietzorreck, and F. Vitulli, “Compact 12×12 Switch Matrix integrating RF MEMS switches in LTCC hermetic packages,” *European Microwave Week 2014 : Connecting the Future, EuMW 2014 - Conference Proceedings ; EuMC 2014 : 44th European Microwave Conference*, pp. 199–202, 2014.
- [37] S. Di Nardo, P. Farinelli, T. Kim, R. Marcelli, B. Margesin, E. Paola, D. Pochesci, L. Vietzorreck, and F. Vitulli, “Design of RF MEMS based switch matrix for space applications,” *Advances in Radio Science*, vol. 11, pp. 143–152, 2013.
- [38] K. Han, X. Guo, S. Smith, Z. Deng, and W. Li, “Novel high-capacitance-ratio MEMS switch : Design, analysis and performance verification,” *Micromachines*, vol. 9, no. 8, pp. 1–11, 2018.
- [39] X. Rottenberg, H. Jansen, P. Fiorini, W. De Raedt, and H. A. Tilmans, “Novel RF-MEMS capacitive switching structures,” *2002 32nd European Microwave Conference, EuMC 2002*, 2002.
- [40] J.-b. Yoon, Y.-h. Yoon, M.-h. Seo, S.-d. Ko, and Y.-h. Song, “EFFORTS TOWARD IDEAL MICROELECTROMECHANICAL SWITCHES School of Electrical Engineering , KAIST , Daejeon , KOREA Now , with School of ECE , Georgia Institute of Technology , Atlanta , GA , USA Now , with Agency for Defense Development , Daejeon , KOREA Now,” vol. 1, pp. 171–174, 2017.
- [41] P. M. Zavracky, “MICROMECHANICAL SWITCH WITH INSULATED SWITCH CONTACT,” 1997.
-

- 
- [42] J. M. Kim, S. Lee, C. W. Baek, Y. Kwon, and Y. K. Kim, "Cold- and hot-switching lifetime characterizations of ohmic-contact RF MEMS switches," *IEICE Electronics Express*, vol. 5, no. 11, pp. 418–423, 2008.
- [43] C. D. Patel, S. Member, and G. M. Rebeiz, "A High-Reliability High-Linearity High-Power RF MEMS Metal-Contact Switch," vol. 60, no. 10, pp. 3096–3112, 2012.
- [44] Y. H. Song, M. W. Kim, J. O. Lee, S. D. Ko, and J. B. Yoon, "Complementary dual-contact switch using soft and hard contact materials for achieving low contact resistance and high reliability simultaneously," *Journal of Microelectromechanical Systems*, vol. 22, no. 4, pp. 846–854, 2013.
- [45] Y. H. Song, M. W. Kim, M. H. Seo, and J. B. Yoon, "A complementary dual-contact MEMS switch using a 'Zipping' technique," *Journal of Microelectromechanical Systems*, vol. 23, no. 3, pp. 710–718, 2014.
- [46] Y. Liu, Y. Bey, and X. Liu, "Extension of the Hot-Switching Reliability of RF-MEMS Switches Using a Series Contact Protection Technique," *IEEE Transactions on Microwave Theory and Techniques*, vol. 64, no. 10, pp. 3151–3162, 2016.
- [47] A. Peschot, C. Poulain, C. Valadares, B. Reig, N. Bonifaci, and O. Lesaint, "Evolution of contact bounces in MEMS switches under cycling," *Electrical Contacts, Proceedings of the Annual Holm Conference on Electrical Contacts*, vol. 2015-Febru, no. February, pp. 3–8, 2015.
- [48] J. Pal, Y. Zhu, J. Lu, D. Dao, and F. Khan, "High Power and Reliable SPST/SP3T RF MEMS Switches for Wireless Applications," *IEEE Electron Device Letters*, vol. 37, no. 9, pp. 1219–1222, 2016.
- [49] A. A. B. Broué, J. Dhennin, F. Courtade, C. Dieppedal, P. Pons, X. Lafontan, and R. Plana, "Characterization of gold/gold, gold/ruthenium, and ruthenium/ruthenium ohmic contacts in MEMS switches improved by a novel methodology," *Journal of Micro/Nanolithography, MEMS, and MOEMS*, vol. 9, no. 4, pp. 1–8, 2010.
- [50] C. D. Patel and G. M. Rebeiz, "RF MEMS metal-contact switches with mN-contact and restoring forces and low process sensitivity," *IEEE Transactions on Microwave Theory and Techniques*, vol. 59, no. 5, pp. 1230–1237, 2011.
- [51] S. Sood, "Al-Ge Eutectic Wafer Bonding and Bond Characterization for CMOS Compatible Wafer Packaging," *ECS Transactions*, vol. 33, no. 4, 2010.
- [52] P. M. Zavracky, S. Majumder, and N. E. McGruer, "Micromechanical switches fabricated using nickel surface micromachining," *Journal of Microelectromechanical Systems*, vol. 6, no. 1, pp. 3–9, 1997.
- [53] M. Sakata, Y. Komura, T. Seki, K. Kobayashi, K. Sano, and S. Horiike, "Micromachined relay which utilizes single crystal silicon electrostatic actuator," *Technical Digest. IEEE International MEMS 99 Conference. Twelfth IEEE International Conference on Micro Electro Mechanical Systems (Cat. No.99CH36291)*, no. 0, pp. 21–24, 1999.
- [54] T. Seki, Y. Uno, K. Narise, T. Masuda, K. Inoue, and F. Sato, "RF MEMS Switch Technology in OMRON Tomonori,"
-

- 
- [55] ANALOG DEVICES, “0 Hz/DC to 14 GHz, Single-Pole, Four-Throw MEMS Switch with Integrated Driver,” tech. rep.
- [56] Menlomicro, “Datasheet MM5130 – DC to 26 GHz High Power RF Switch,” tech. rep., 2021.
- [57] A. Basu, G. G. Adams, and N. E. McGruer, “A review of micro-contact physics, materials, and failure mechanisms in direct-contact RF MEMS switches,” *Journal of Micromechanics and Microengineering*, vol. 26, no. 10, p. 104004, 2016.
- [58] M. Zoberbier, M. Heller, M. Zoberbier, S. Microtec, L. Gmbh, and S. Str, “Wafer Level Packaging Using High Force Bonding of Alge Wafer-Level Packaging Using High Force,” tech. rep., 2016.
- [59] L. Chen, H. Lee, Z. J. Guo, N. E. McGruer, K. W. Gilbert, S. Mall, K. D. Leedy, and G. G. Adams, “Contact resistance study of noble metals and alloy films using a scanning probe microscope test station,” *Journal of Applied Physics*, vol. 102, no. 7, 2007.
- [60] P. J. Boddy and T. Utsumi, “Fluctuation of arc potential caused by metal-vapor diffusion in arcs in air,” *Journal of Applied Physics*, vol. 42, no. 9, pp. 3369–3373, 1971.
- [61] E. W. Gray, “SOME SPECTROSCOPIC OBSERVATIONS OF THE TWO REGIONS (METALLIC VAPOR AND GASEOUS) IN BREAK ARCS,” *IEEE. Trans. Plasm Sci.*, vol. 1, no. 1, pp. 30–33, 1973.
- [62] J. Liu, J. K. Notbohm, R. W. Carpick, and K. T. Turner, “Method for characterizing nanoscale wear of atomic force microscope tips,” *ACS Nano*, vol. 4, no. 7, pp. 3763–3772, 2010.
- [63] T. D. Jacobs, B. Gotsmann, M. A. Lantz, and R. W. Carpick, “On the application of transition state theory to atomic-scale wear,” *Tribology Letters*, vol. 39, no. 3, pp. 257–271, 2010.
- [64] T. Sato, T. Ishida, L. Jalabert, and H. Fujita, “Real-time transmission electron microscope observation of nanofriction at a single Ag asperity,” *Nanotechnology*, vol. 23, no. 50, 2012.
- [65] D. A. Czaplewski, C. D. Nordquist, C. W. Dyck, G. A. Patrizi, G. M. Kraus, and W. D. Cowan, “Lifetime limitations of ohmic, contacting RF MEMS switches with Au, Pt and Ir contact materials due to accumulation of friction polymer on the contacts,” *Journal of Micromechanics and Microengineering*, vol. 22, no. 10, 2012.
- [66] H. W. Hermance and T. F. Egan, “Organic Deposits on Precious Metal Contacts,” *Bell System Technical Journal*, vol. 37, no. 3, pp. 739–776, 1958.
- [67] R. S. Dhariwal, J. M. Torres, and M. P. Desmulliez, “Electric field breakdown at micrometre separations in air and nitrogen at atmospheric pressure,” *IEE Proceedings : Science, Measurement and Technology*, vol. 147, no. 5, pp. 261–265, 2000.
- [68] D. A. Czaplewski, C. D. Nordquist, G. A. Patrizi, G. M. Kraus, and W. D. Cowan, “RF MEMS switches with RuO<sub>2</sub>-Au contacts cycled to 10 billion cycles,” *Journal of Microelectromechanical Systems*, vol. 22, no. 3, pp. 655–661, 2013.
-

- 
- [69] M. Najah, F. Maaboudallah, M. Boucherit, M. Ferguson, L. Fréchette, S. Charlebois, F. Boone, and S. Ecoffey, “Spectral analysis of the topography parameters for isotropic Gaussian rough surfaces applied to gold coating,” *Tribology International*, vol. 165, no. November 2021, pp. 0–3, 2022.
- [70] B. N. Persson, O. Albohr, U. Tartaglino, A. I. Volokitin, and E. Tosatti, “On the nature of surface roughness with application to contact mechanics, sealing, rubber friction and adhesion,” *Journal of Physics Condensed Matter*, vol. 17, no. 1, 2005.
- [71] B. N. Persson, “On the fractal dimension of rough surfaces,” *Tribology Letters*, vol. 54, no. 1, pp. 99–106, 2014.
- [72] D. Peyrou, F. Coccetti, F. Pennec, H. Achkar, P. Pons, and R. Plana, “A new methodology for RF MEMS contact simulation,” *EuroSimE 2008 - International Conference on Thermal, Mechanical and Multi-Physics Simulation and Experiments in Microelectronics and Micro-Systems*, pp. 2–5, 2008.
- [73] F. Pennec, D. Peyrou, D. Leray, P. Pons, R. Plana, and F. Courtade, “Impact of the surface roughness description on the electrical contact resistance of ohmic switches under low actuation forces,” *IEEE Transactions on Components, Packaging and Manufacturing Technology*, vol. 2, no. 1, pp. 85–94, 2012.
- [74] H. Liu, D. Leray, P. Pons, and S. Colin, “Finite element multi-physics modeling for ohmic contact of microswitches,” *2014 15th International Conference on Thermal, Mechanical and Multi-Physics Simulation and Experiments in Microelectronics and Microsystems, EuroSimE 2014*, 2014.
- [75] V. A. Yastrebov, G. Anciaux, and J.-F. Molinari, “From infinitesimal to full contact between rough surfaces : Evolution of the contact area,” *International Journal of Solids and Structures*, vol. 52, pp. 83–102, Jan. 2015.
- [76] J. A. Greenwood and J. B. P. Williamson, “Contact of Nominally Flat Surfaces,” *Proceedings of the Royal Society A : Mathematical, Physical and Engineering Sciences*, vol. 295, no. 1442, pp. 300–319, 1966.
- [77] J. A. Greenwood, “A simplified elliptic model of rough surface contact,” *Wear*, vol. 261, no. 2, pp. 191–200, 2006.
- [78] A. W. Bush, R. D. Gibson, and T. R. Thomas, “The elastic contact of a rough surface,” *Wear*, vol. 35, no. 1, pp. 87–111, 1975.
- [79] B. N. Persson, “Elastoplastic contact between randomly rough surfaces,” *Physical Review Letters*, vol. 87, no. 11, pp. 116101–1–116101–4, 2001.
- [80] B. N. J. Persson, “Relation between interfacial separation and load : A general theory of contact mechanics,” *Physical Review Letters*, vol. 99, no. 12, pp. 1–4, 2007.
- [81] M. H. Müser, W. B. Dapp, R. Bugnicourt, P. Sainsot, N. Lesaffre, T. A. Lubrecht, B. N. Persson, K. Harris, A. Bennett, K. Schulze, S. Rohde, P. Ifju, W. G. Sawyer, T. Angelini, H. Ashtari Esfahani, M. Kadkhodaei, S. Akbarzadeh, J. J. Wu, G. Vorlaufer, A. Vernes, S. Solhjoo, A. I. Vakis, R. L. Jackson, Y. Xu, J. Streater, A. Rostami, D. Dini, S. Medina, G. Carbone, F. Bottiglione, L. Afferrante, J. Monti, L. Pastewka, M. O. Robbins, and J. A. Greenwood, “Meeting the Contact-Mechanics Challenge,” *Tribology Letters*, vol. 65, no. 4, 2017.
-

- 
- [82] L. Afferrante, G. Carbone, and G. Demelio, “Interacting and coalescing Hertzian asperities : A new multiasperity contact model,” *Wear*, vol. 278-279, pp. 28–33, 2012.
- [83] K. Johnson, K. Kendall, and A. Roberts, “Surface energy and the contact of elastic solids,” *Proceedings of the Royal Society of London. A. Mathematical and Physical Sciences*, vol. 324, no. 1558, pp. 301–313, 1971.
- [84] B. V. Derjaguin, V. M. Muller, and Y. P. Toporov, “Effect of contact deformation on the adhesion of elastic solids,” *Journal of Colloid and Interface Science*, vol. 53, no. 2, pp. 314–326, 1975.
- [85] D. Maugis, “Adhesion of spheres : The JKR-DMT transition using a dugdale model,” *Journal of Colloid And Interface Science*, vol. 150, no. 1, pp. 243–269, 1992.
- [86] P. Prokopovich and V. Starov, “Adhesion models : From single to multiple asperity contacts,” *Advances in Colloid and Interface Science*, vol. 168, no. 1-2, pp. 210–222, 2011.
- [87] J. A. Greenwood, “Constriction Resistance and the Real Area of Contact,” *British Journal of Applied Physics*, 1966.
- [88] W. R. Smythe, *Static and Dynamic Electricity*. Taylor & Francis, third edit ed., 1989.
- [89] R. Holm, *Electric Contacts (Fourth Edition)*. 1981.
- [90] Y. V. Sharvin, “A Possible Method for Studying Fermi Surfaces,” *Soviet Journal of Experimental and Theoretical Physics*, vol. 21, p. 655, Sept. 1965.
- [91] M. Teodorescu, S. Theodossiades, and H. Rahnejat, “Impact dynamics of rough and surface protected MEMS gears,” *Tribology International*, vol. 42, no. 2, pp. 197 – 205, 2009.
- [92] C.-M. Everitt and B. Alfredsson, “The influence of gear surface roughness on rolling contact fatigue under thermal elastohydrodynamic lubrication with slip,” *Tribology International*, vol. 151, p. 106394, 2020.
- [93] V. A. Yastrebov, J. Durand, H. Proudhon, and G. Cailletaud, “Rough surface contact analysis by means of the Finite Element Method and of a new reduced model,” *Comptes Rendus Mécanique*, vol. 339, pp. 473–490, July 2011.
- [94] N. Foy, E. Chevallier, H. Zerari, D. Zehouani, and D. Favry, “Electrical probing of a steel rough interface under shear stress,” *Tribology International*, vol. 151, p. 106432, 2020.
- [95] Y. Liu, Y. Bey, and X. Liu, “Extension of the hot-switching reliability of rf-mems switches using a series contact protection technique,” *IEEE Transactions on Microwave Theory and Techniques*, vol. 64, no. 10, pp. 3151–3162, 2016.
- [96] C. D. Patel, S. Member, and G. M. Rebeiz, “A high-reliability high-linearity high-power rf mems metal-contact switch,” vol. 60, no. 10, pp. 3096–3112, 2012.
- [97] Q. Ma, Q. Tran, T.-K. A. Chou, J. Heck, H. Bar, R. Kant, and V. Rao, “Metal contact reliability of RF MEMS switches,” *Reliability, Packaging, Testing, and Characterization of MEMS/MOEMS VI*, vol. 6463, p. 646305, 2007.
-

- 
- [98] J. A. Greenwood and J. B. P. Williamson, "Contact of nominally flat surfaces," *Proceedings of the Royal Society A : Mathematical, Physical and Engineering Sciences*, vol. 295, no. 1442, pp. 300–319, 1966.
- [99] M. Ciavarella, V. Delfino, and G. Demelio, "A "re-vitalized" greenwood and williamson model of elastic contact between fractal surfaces," *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, vol. 54, no. 12, pp. 2569–2591, 2006.
- [100] M. Kalin, A. Pogačnik, I. Etsion, and B. Raeymaekers, "Comparing surface topography parameters of rough surfaces obtained with spectral moments and deterministic methods," *Tribology International*, vol. 93, pp. 137–141, 2016.
- [101] M. Kalin and A. Pogačnik, "Criteria and properties of the asperity peaks on 3d engineering surfaces," *Wear*, vol. 308, no. 1-2, pp. 95–104, 2013.
- [102] G. Pawar, P. Pawlus, I. Etsion, and B. Raeymaekers, "The effect of determining topography parameters on analyzing elastic contact between isotropic rough surfaces," *Journal of Tribology*, vol. 135, no. 1, p. 011401, 2012.
- [103] M. Uchidate, A. Iwabuchi, K. Kikuchi, and T. Shimizu, "Research on the validity of using nayak's theory for summit parameters of discrete isotropic gaussian surfaces," *Journal of Advanced Mechanical Design, Systems, and Manufacturing*, vol. 3, no. 2, pp. 125–135, 2009.
- [104] J. I. McCool, "Finite difference spectral moment estimation for profiles the effect of sample spacing and quantization error," *Precision Engineering*, vol. 4, no. 4, pp. 181–184, 1982.
- [105] R. S. Sayles and T. R. Thomas, "Measurements of the statistical microgeometry of engineering surfaces," *Journal of Lubrication Technology*, vol. 101, no. 4, p. 409, 1979.
- [106] P. Pawlus and W. Zelasko, "The importance of sampling interval for rough contact mechanics," *Wear*, vol. 276-277, pp. 121–129, 2012.
- [107] P. Ranganath Nayak, "Random process model of rough surfaces," *J. Lubric. Technol.*, vol. 93, no. 3, pp. 398–407, 1971.
- [108] B. Sista and K. Vemaganti, "Estimation of statistical parameters of rough surfaces suitable for developing micro-asperity friction models," *Wear*, vol. 316, no. 1-2, pp. 6–18, 2014.
- [109] J. M. Elson and J. M. Bennett, "Calculation of the power spectral density from surface profile data," *Applied Optics*, vol. 34, no. 1, p. 201, 1995.
- [110] J. F. G. Martínez, I. Nieto-Carvajal, J. Abad, and J. Colchero, "Nanoscale measurement of the power spectral density of surface roughness : How to solve a difficult experimental challenge," *Nanoscale Research Letters*, vol. 7, pp. 1–33, 2012.
- [111] J. Q. Chen, Q. S. Huang, R. Z. Qi, Y. F. Feng, J. T. Feng, Z. Zhang, W. B. Li, and Z. S. Wang, "Effects of sputtering power and annealing temperature on surface roughness of gold films for high-reflectivity synchrotron radiation mirrors," *Nuclear Science and Techniques*, vol. 30, no. 7, pp. 1–6, 2019.
- [112] R. Pohrt and V. L. Popov, "Contact stiffness of randomly rough surfaces," *Scientific Reports*, vol. 3, pp. 1–6, 2013.
-



- 
- [113] M. S. Longuet-Higgins, "The statistical analysis of a random, moving surface," *Philosophical Transactions of the Royal Society A : Mathematical, Physical and Engineering Sciences*, 1957.
- [114] A. Bush, R. Gibson, and G. Keogh, "The limit of elastic deformation in the contact of rough surfaces," vol. 3, pp. 169–174, 1976.
- [115] F. M. Mwema, E. T. Akinlabi, O. P. Oladijo, and O. P. Oladijo, "The use of power spectrum density for surface characterization of thin films," *Photoenergy and Thin Film Materials*, pp. 379–411, 2019.
- [116] J. Pal, Y. Zhu, J. Lu, D. Dao, and F. Khan, "High power and reliable spst/sp3t rf mems switches for wireless applications," *IEEE Electron Device Letters*, vol. 37, no. 9, pp. 1219–1222, 2016.
- [117] F. Pennec, D. Peyrou, D. Leray, P. Pons, R. Plana, and F. Courtade, "Impact of the surface roughness description on the electrical contact resistance of ohmic switches under low actuation forces," *IEEE Transactions on Components, Packaging and Manufacturing Technology*, vol. 2, no. 1, pp. 85–94, 2012.
- [118] P. Klapetek, D. Nečas, and C. Anderson, "Gwyddion User Guide." 2021.
- [119] E. L. Church and P. Z. Tackas, "Effects of the non-vanishing tip size in mechanical profile measurements," *Optical Testing and Metrology III : Recent Advances in Industrial Optical Inspection*, vol. 1332, pp. 504–514, 1991.
- [120] T. D. Jacobs, T. Junge, and L. Pastewka, "Quantitative characterization of surface topography using spectral analysis," *Surface Topography : Metrology and Properties*, vol. 5, no. 1, 2017.
- [121] J. J. Wu, "Simulation of rough surfaces with fft," *Tribology International*, vol. 33, no. 1, pp. 47–58, 2000.
- [122] F. Maaboudallah and N. Atalla, "An efficient numerical strategy to predict the dynamic instabilities of a rubbing system : application to an automobile disc brake system," *Computational Mechanics*, vol. 67, no. 5, pp. 1465–1483, 2021.
- [123] M. A. Schmidt, "Silicon Wafer Bonding for Micro mechanical Devices," pp. 127–131, 1994.
- [124] G. L. Chua, B. Chen, and N. Singh, "Investigation of Al and Ge surfaces for Al-Ge wafer level eutectic bonding," *Proceedings of the Electronic Packaging Technology Conference, EPTC*, vol. 2016-Febru, no. 65, 2016.
- [125] J.-y. Qian, C.-w. Hou, X.-j. Li, and Z.-j. Jin, *Actuation Mechanism of Microvalves : A Review*. 2020.
- [126] V. A. Yastrebov, "The Elastic Contact of Rough Spheres Investigated Using a Deterministic Multi-Asperity Model," *Journal of Multiscale Modelling*, vol. 10, no. 01, p. 1841002, 2019.
- [127] S. H. Lo, C. Y. Dong, and Y. K. Cheung, "Integral equation approach for 3D multiple-crack problems," *Engineering Fracture Mechanics*, vol. 72, no. 12 SPEC. ISS., pp. 1830–1840, 2005.
-

- 
- [128] G. Xie, F. Zhou, H. Li, X. Wen, and F. Meng, “A family of non-conforming crack front elements of quadrilateral and triangular types for 3D crack problems using the boundary element method,” *Frontiers of Mechanical Engineering*, vol. 14, no. 3, pp. 332–341, 2019.
- [129] Y. Liu, “On the BEM for acoustic wave problems,” *Engineering Analysis with Boundary Elements*, vol. 107, no. June, pp. 53–62, 2019.
- [130] A. Papangelo, N. Hoffmann, and M. Ciavarella, “Load-separation curves for the contact of self-affine rough surfaces,” *Scientific Reports*, vol. 7, no. 1, pp. 4–10, 2017.
- [131] L. Kogut and I. Etsion, “A Finite Element Based Elastic-Plastic Model for the Contact of Rough Surfaces,” *Tribology Transactions*, vol. 46, no. 3, pp. 383–390, 2003.
- [132] L. Li, W. Song, G. Zhang, and D. Jia, “An electrical contact resistance model including roughness effect for a rough MEMS switch,” *Journal of Micromechanics and Microengineering*, vol. 22, no. 11, 2012.
- [133] D. Gall, “Electron mean free path in elemental metals,” *Journal of Applied Physics*, vol. 119, no. 8, 2016.
- [134] H. Zareie and G. M. Rebeiz, “Compact high-power SPST and SP4T RF mems metal-contact switches,” *IEEE Transactions on Microwave Theory and Techniques*, vol. 62, no. 2, pp. 297–305, 2014.
- [135] Y. Komura, M. Sakata, T. Seki, K. Kobayashi, K. Sano, S. Horiike, and K. Ozawa, “Micro Machined Relay for High Frequency Application,” ... *of the Relay* ..., 1999.
- [136] G. Gregori and D. R. Clarke, “Mechanical creep as a life-limiting factor of radio frequency microswitches,” *Applied Physics Letters*, vol. 87, no. 15, pp. 1–3, 2005.
- [137] O. Rezvanian, M. A. Zikry, C. Brown, and J. Krim, “Surface roughness , asperity contact and gold RF MEMS switch behavior,” vol. 2006, 2006.
- [138] O. Rezvanian, C. Brown, M. A. Zikry, A. I. Kingon, J. Krim, D. L. Irving, and D. W. Brenner, “The role of creep in the time-dependent resistance of Ohmic gold contacts in radio frequency microelectromechanical system devices,” *Journal of Applied Physics*, vol. 104, no. 2, 2008.
- [139] M. Najah, S. Ecoffey, T. Singh, M. Ferguson, L.-P. Roby, J. Renaud, P. Gondcharton, F. A. Banville, M. Boucherit, S. A. Charlebois, L. G. Fréchette, R. R. Mansour, and F. Boone, “Characterization of a wafer-level packaged au-ru/alcu contact for microswitches,” *Journal of Microelectromechanical Systems*, pp. 1–12, 2022.
- [140] P. M. Zavracky, N. E. McGruer, R. H. Morrison, and D. Potter, “Microswitches and microrelays with a view toward microwave applications,” *International Journal of RF and Microwave Computer-Aided Engineering*, vol. 9, no. 4, pp. 338–347, 1999.
- [141] H. S. Newman, J. L. Ebel, D. Judy, and J. Maciel, “Lifetime measurements on a high-reliability RF-MEMS contact switch,” *IEEE Microwave and Wireless Components Letters*, vol. 18, no. 2, pp. 100–102, 2008.
- [142] A. Tazzoli, G. Cellere, E. Autizi, V. Peretti, A. Paccagnella, and G. Meneghesso, “Radiation sensitivity of ohmic RF-MEMS switches for spatial applications,” *IEEE 22nd Int. Microelectromech. Syst. Conf.*, p. 634–637, 2009.
-

- 
- [143] A. Broué, J. Dhennin, C. Séguineau, X. Lafontan, C. Dieppedale, J.-M. Desmarres, P. Pons, and R. Plana, “Methodology to Analyze Failure Mechanisms of Ohmic Contacts on MEMS Switches,” *IEEE International Reliability Physics Symposium*, no. 5, 2009.
- [144] A. Broué, J. Dhennin, F. Coutarde, C. Dieppedal, P. Pons, X. Lafontan, and R. Plana, “Characterization of gold/gold, gold/ruthenium, and ruthenium/ruthenium ohmic contacts in MEMS switches improved by a novel methodology,” *Journal of Micro/Nanolithography, MEMS, and MOEMS*, vol. 9, no. 4, p. 041102, 2010.
- [145] Y. Liu, J. Liu, B. Yu, and X. Liu, “A Compact Single-Cantilever Multicontact RF-MEMS Switch with Enhanced Reliability,” *IEEE Microwave and Wireless Components Letters*, vol. 28, no. 3, pp. 191–193, 2018.
- [146] G. Schuster and K. Panitsch, “Process for the laminar joining of silicon semiconductor slices.,” 2 1997. US Patent 5,693,574.
- [147] V. Lumineau, F. Fournel, B. Imbert, and F. Hodaj, “Aluminum-Germanium Eutectic Bonding for MEMS : Behaviour and Solidification of Liquid Al-Ge on Different Substrates,” *ECS Transactions*, vol. 75, no. 9, pp. 273–281, 2016.
- [148] K. Gao, Q. Zhang, W. Su, and W. Zhang, “Patterned al-ge wafer bonding for reducing in-process side leakage of eutectic,” *NEMS 2018 - 13th Annual IEEE International Conference on Nano/Micro Engineered and Molecular Systems*, no. 1, pp. 332–335, 2018.
- [149] B. Vu and P. M. Zavracky, “Patterned eutectic bonding with Al/Ge thin films for microelectromechanical systems,” *Journal of Vacuum Science & Technology B : Microelectronics and Nanometer Structures*, vol. 14, no. 4, p. 2588, 1996.
- [150] D. J. LaCombe, D. C. Dening, and A. Christou, “New Failure Mechanism in Thin Gold Films At Elevated Temperatures.,” *Annual Proceedings - Reliability Physics (Symposium)*, vol. 13221, no. 315, pp. 81–87, 1982.
- [151] J. Y. Kim and R. E. Hummel, “Hole and Hillock Formation in Gold Metallizations at Elevated Temperatures Deposited on Titanium, Vanadium, and Other Barrier Layers,” *Physica Status Solidi (a)*, vol. 122, no. 1, pp. 255–273, 1990.
- [152] T. Kageyama, K. Shinozaki, L. Zhang, J. Lu, H. Takaki, and S. S. Lee, “An ohmic contact type RF-MEMS switch having Au-Au/CNTs contacts,” *2017 IEEE 12th International Conference on Nano/Micro Engineered and Molecular Systems, NEMS 2017*, no. 1, pp. 287–290, 2017.
- [153] M. A. Hopcroft, W. D. Nix, and T. W. Kenny, “What is the Young’s modulus of silicon?,” *Journal of Microelectromechanical Systems*, vol. 19, no. 2, pp. 229–238, 2010.
- [154] M. Najah, M. Ferguson, M. Boucherit, M. Guilmain, J. Renaud, L. Fréchette, S. Charlebois, F. Boone, and S. Ecoffey, “Ru plasma etching process for thermally stable and low resistivity contacts,” in *47th International Conference on Micro and Nano Engineering*, September 2021.
-

- 
- [155] Y. Chen, B. Chen, J. He, R. Zai, J. Fan, and J. Drewniak, “De-embedding comparisons of 1X-Reflect SFD, 1-port AFR, and 2X-Thru SFD,” *2018 IEEE International Symposium on Electromagnetic Compatibility and 2018 IEEE Asia-Pacific Symposium on Electromagnetic Compatibility (EMC/APEMC)*, pp. 160–164, 2018.
- [156] Z. Yang, D. Lichtenwalner, A. Morris, J. Krim, and A. I. Kingon, “Contact degradation in hot / cold operation of direct contact micro-switches,” *J. Micromech. Microeng.*, vol. 105028, 2010.
- [157] W. B. Pennebaker, “Hillock Growth and Stress Relief in Sputtered Au Films Hillock growth in thin films Hillock Growth and Stress Relief in Sputtered Au Films,” *Journal of Applied Physics*, vol. 394, 1969.
- [158] L. Sauter, T. J. Balk, G. Dehm, J. A. Nucci, and E. Arzt, “Hillock formation and thermal stresses in thin Au films on Si substrates,” *Materials Research Society Symposium Proceedings*, vol. 875, pp. 177–182, 2005.
- [159] S. M. Hu, “Film-edge-induced stress in substrates,” *Journal of Applied Physics*, vol. 50, no. 7, pp. 4661–4666, 1979.
- [160] C. E. Murray, “Mechanics of edge effects in anisotropic thin filmsubstrate systems,” *Journal of Applied Physics*, vol. 100, no. 10, 2006.
- [161] D. Berman, M. J. Walker, and J. Krim, “Contact voltage-induced softening of RF microelectromechanical system gold-on-gold contacts at cryogenic temperatures,” *Journal of Applied Physics*, vol. 108, no. 4, 2010.
- [162] K. L. Johnson, *Contact Mechanics*. 1989.
- [163] B. Nikolic and P. B. Allen, “Electron transport through a circular constriction ’,” *Physical Review B*, vol. 60, no. 6, pp. 3963–3969, 1999.
-