



THÈSE

En vue de l'obtention du

DOCTORAT DE L'UNIVERSITÉ DE TOULOUSE

Délivré par l'Université Toulouse III - Paul Sabatier

Discipline : Conception des Circuits Microélectroniques et Microsystèmes

Présentée et soutenue par **Fabienne PENNEC**

Le 26 juin 2009

**TITRE : MODELISATION DU CONTACT METAL-METAL: APPLICATION AUX
MICROCOMMUTATEURS MEMS RF**

JURY

Alain BERLIOZ, Professeur, Université de Toulouse III (Président)

Roland FORTUNIER, Professeur, Ecole des mines de Saint Etienne, (Rapporteur)

Nourredine BEN JEMAA, Maître de conférences HDR, Université de Rennes I (Rapporteur)

Franck JOURDAN, Professeur, Université de Montpellier II (Examineur)

Frédéric COURTADE, Ingénieur CNES, (Responsable CNES)

Patrick PONS, Chargé de Recherches, LAAS-CNRS (Directeur de Thèse)

Xavier LAFONTAN, President & CEO, NOVA MEMS (Invité)

Xavier CHAUFFLEUR, Responsable secteur Composant, EPSILON Ingenierie (Invité)

Dimitri LERAY, Maître de Conférences, INSA (Invité)

Ecole doctorale : Génie Electrique, Electronique, Télécommunications (GEET)

Unité de recherche : LAAS-CNRS

Directeur de Thèse : Patrick PONS

THESE

Pour obtenir le grade de

DOCTEUR DE L'UNIVERSITE DE TOULOUSE

Délivré par l'**Université Toulouse III – Paul Sabatier**

Ecole Doctorale : Génie électrique, électronique, télécommunications

Discipline : Conception des Circuits Microélectroniques et Microsystèmes

Présentée et soutenue

Par

Fabienne PENNEC

Le 26 juin 2009

**MODELISATION DU CONTACT METAL-METAL: APPLICATION AUX
MICROCOMMUTATEURS MEMS RF**

Directeur de thèse :

Patrick PONS

JURY

Alain Berlioz, Président

Roland FORTUNIER, Rapporteur

Nourredine BEN JEMAA, Rapporteur

Franck JOURDAN, Examineur

Frédéric COURTADE, Responsable CNES

Xavier LAFONTAN, Invité

Xavier CHAUFFLEUR, Invité

Dimitri LERAY, Invité

AVANT-PROPOS

Le travail présenté dans ce mémoire a été réalisé au Laboratoire d'Analyse et d'Architecture des Systèmes (LAAS) du Centre National de la Recherche Scientifique (CNRS) de Toulouse, au sein du groupe Microdispositif et Microsystèmes de Détection (M2D) puis du groupe Micro et Nanosystèmes pour les Communications sans fils (MINC).

Avant toute chose, Je tiens à remercier les deux directeurs du LAAS qui m'ont accueillie pendant ma présence au laboratoire, Messieurs Malik Ghallab et Raja Chatila. Je remercie également Monsieur Robert PLANA, Professeur à l'Université Toulouse III et responsable du groupe Micro et Nanosystèmes pour les Communications sans fils.

Je remercie vivement Monsieur Roland FORTUNIER, Professeur à l'Ecole des Mines de Saint Etienne, et Monsieur Nourredine BEN JEMAA, maître de conférences HDR, pour l'intérêt qu'ils ont porté à ce mémoire en acceptant d'être les rapporteurs de mes travaux.

J'exprime également ma reconnaissance à Messieurs Franck JOURDAN, Professeur à l'université de Montpellier 2, Xavier CHAUFFLEUR, Docteur-Ingénieur EPSILON Ingénierie, Xavier LAFONTAN, Président NOVAMEMS et Dimitri LERAY, Maître de conférences INSA, pour avoir accepté d'examiner mes travaux de thèse et participer au jury de thèse.

J'exprime ma gratitude à Monsieur Alain BERLIOZ, Professeur à l'Université Paul Sabatier de Toulouse, pour l'honneur qu'il a bien voulu nous faire en acceptant à la fois de juger mes travaux et de présider notre jury.

La réussite et la qualité d'une thèse sont aussi les expressions d'un bon encadrement. J'exprime ainsi ma profonde reconnaissance à Monsieur Patrick PONS, Chargé de recherche au CNRS, pour la confiance qu'il m'a témoignée en acceptant la direction de mes travaux. Sa disponibilité, ses qualités humaines, son sens de l'expertise, ses conseils et ses connaissances scientifiques m'ont été d'une grande aide.

Je tiens également à exprimer ma profonde gratitude à Frédéric Courtade, ingénieur CNES, pour avoir accepté de suivre mes travaux, avoir cru en mes capacités et pour sa disponibilité.

Le résultat d'une recherche scientifique est très souvent le fruit d'un travail d'équipe. Je dis ainsi un grand merci à David PEYROU pour sa contribution à travers ses idées et son savoir-faire, mais aussi à Dimitri Leray qui a su me guider dans mes travaux et à Hikmat ACHKAR pour tous ses bons conseils. Et biensûr je les remercie aussi pour l'ambiance agréable et amicale dans le bureau.

Je remercie vivement l'équipe de NovaMEMS pour leur disponibilité, leur convivialité, leur enthousiasme et toutes nos discussions fructueuses. J'ajoute un grand merci à Adrien Broué pour sa participation active à mes travaux, ses solides connaissances en mesures physiques, pour avoir passé de longues heures à réaliser des mesures expérimentales sans lesquelles mes travaux n'auraient pu aboutir.

Merci à tous les membres du groupe TEAM pour leur aide si précieuse pour la réussite des travaux en salle blanche. Et merci à Monique Dilhan et Christina Villeneuve pour le temps qu'elles m'ont consacré pour la réalisation de mesures AFM.

Merci à l'équipe de caractérisation et notamment merci à Anthony Coustou et Alexandre Rumeau d'avoir donné leur temps pour la réalisation des mesures radiofréquences.

Merci à tous nos partenaires du projet industriel de recherche SPRINT dans le cadre duquel s'inscrivait une partie de mes travaux.

Je remercie également biensûr l'ensemble du personnel du LAAS pour son aide, et plus spécialement les membres du service Sysadmin, notre secrétaire de groupe Brigitte Ducrocq (pour sa sympathie et sa disponibilité), Monsieur Christian Berty.

Je n'oublie pas non plus de remercier fortement les collègues de bureau sans qui ces trois années de thèse n'auraient certainement pas été si plaisantes. Je pense ainsi à mes collègues du bureau 9B avec qui il est toujours aussi agréable, distrayant de discuter autour d'un bon café : F@b, Cyssou, Gabzzz, Renvéz, et Polo, mon Ch'ti préféré. Merci ensuite à Jeff, Kiki, Boubou, Medhi, Pierre, Habib, Gustavo, Michal, Cesary, Goldorak et à tous les membres du groupe MINC.

Merci à toute l'équipe Escalaas qui m'a permise de souffler et de maîtriser mon stress avant la soutenance.

Merci à tous mes amis bretons et non bretons...

Je finirai par remercier l'ensemble de ma famille, pour leur soutien indéfectible.

Et biensûr à Julien, j'exprime un grand merci d'être à mes côtés, de m'avoir donné tout cet amour pendant cette dernière année de thèse, moteur de ma motivation pour terminer avec succès.

Encore une fois merci à toutes et à tous pour votre contribution à la réussite de mes travaux au cours de ces trois années riches en enseignements et expériences déterminants pour le futur.

Liste des publications

CONGRES INTERNATIONAUX AVEC PROCEEDINGS A COMITE DE LECTURE

F.PENNEC, H.ACHKAR, D.PEYROU, R.PLANA, P.PONS, F. COURTADE «Verification of contact modeling with COMSOL multiphysics software» EUROSIM 2007, Ljubljana (Slovénie), 9-13 Septembre 2007, 6p.

F.PENNEC, P.PONS, A.COUSTOU, P.F.CALMON, R.PLANA, F.COURTADE «DC contact RF MEMS switches with low actuation voltage» 18th Workshop on MicroMechanics Europe (MME 2007), Guimaraes (Portugal), 16-18 Septembre 2007, pp.91-94

D.PEYROU, H.ACHKAR, **F.PENNEC**, P.PONS, R.PLANA «A macro model based on finite element method to investigate temperature and residual stress effects on RF MEMS switch actuation» International Conference on Thermal, Mechanical and Multi-Physics Simulation and Experiments in Micro-Electronics and Micro-Systems (EUROSIME 2007), Londres (GB), Avril 2007, pp.525-528

D.PEYROU, H.ACHKAR, **F.PENNEC**, F.COCCEZZI, M.AL AHMAD, P.PONS, R.PLANA «TCADMEMS Overview» 2007 International Semiconductor Conference. CAS 2007, Sinaia (Roumanie), 15-17 Octobre 2007, pp.21-24

D.PEYROU, **F.PENNEC**, H.ACHKAR, P.PONS, R.PLANA «Effect of contact force between rough surfaces on real contact area and electrical contact resistance» 8th International Symposium on RF MEMS and RF Microsystems (MEMSWAVE 2007), Barcelone (Espagne), 26-29 Juin 2007, 4p.

H.ACHKAR, D.PEYROU, **F.PENNEC**, P.PONS, R.PLANA, M.SARTOR «Reduction of sticking effect in micro-switch by restoring force enhancement» 8th International Symposium on RF MEMS and RF Microsystems (MEMSWAVE 2007), Barcelone (Espagne), 26-29 Juin 2007, 4p.

H.ACHKAR, D.PEYROU, **F.PENNEC**, M. SARTOR, P.PONS, R.PLANA «Analytical model to enhance the RF-MEMS restoring force in the down state» 18th Workshop on MicroMechanics Europe (MME 2007), Guimaraes (Portugal), 16-18 Septembre 2007, pp.87-90

H.ACHKAR, **F.PENNEC**, D.PEYROU, M.AL AHMAD, M.SARTOR, R.PLANA, P.PONS «Validation of simulation platform by comparing results and calculation time of different softwares» International Conference on Thermal, Mechanical and Multi-Physics Simulation and Experiments in Micro-Electronics and Micro-Systems (EUROSIME 2007), Londres (GB), 16-18 Avril 2007, pp.520-524

H.ACHKAR, D.PEYROU, **F.PENNEC**, M. AL AHMAD, P.PONS, R.PLANA «Design to improve the capacitive contact in piezoelectric actuation» Third International Conference, Micro&Nano2007, NCSR Demokritos, Athens, 18-21 November 2007

H.ACHKAR, **F.PENNEC**, D.PEYROU, M.SARTOR, R.PLANA, P.PONS «Use the reverse engineering technique to link COMSOL and ANSYS softwares», International Conference on Thermal, Mechanical and Multi-Physics Simulation and Experiments in Micro-Electronics and Micro-Systems (EUROSIME 2008), Freiburg (Germany), 21-23 Avril 2008

H.ACHKAR, J.RUAN, C.VILLENEUVE, D.PEYROU, **F.PENNEC**, M.SARTOR, P.PONS, R.PLANA «Dimensioning of the stoppers used to reduce the sticking effect in electrostatic capacitor switches» 9th International Symposium on RF MEMS and RF Microsystems (MEMSWAVE 2008), Heraklion (Crête), 30 juin-3 juillet 2008

D.PEYROU, F. COCCHETTI, **F.PENNEC**, H.ACHKAR, P.PONS, R.PLANA « A New Methodology For RF MEMS Contact Simulation», International Conference on Thermal, Mechanical and Multi-Physics Simulation and Experiments in Micro-Electronics and Micro-Systems (EUROSIME 2008), Freiburg (Germany), 21-23 Avril 2008

REVUES AVEC COMITE DE LECTURE

M. SAADAOU, D. PEYROU, H. ACHKAR, **F. PENNEC**, L. BOUSCAYROL, B.ROUSSET, P. T. BOYER, E. SCHEID, P. PONS, R. PLANA «Plasma-enhanced chemical vapor deposition of silicon oxynitride for micromachined millimeter-wave devices», J. Micromech. Microeng, Vol. 18, February 2008, 7pp.

D.PEYROU, **F.PENNEC**, H.ACHKAR, P.PONS, F.COCCHETTI, H.AUBERT, R.PLANA «BCB based packaging for low actuation voltage RF MEMS devices» Symposium W: Heterogeneous Integration of Materials for Passive Components and Smart Systems. Materials Research Society Symposia Proceedings (2006), Boston (USA), 27-29 Novembre 2006, pp.131-142

H.ACHKAR, D.PEYROU, **F.PENNEC**, M. AL AHMAD, P.PONS, R.PLANA «Design to improve the capacitive contact in piezoelectric actuation» Physica Status Solidi , *Submitted 13.11.2007. and accepted on 26.05.2008.*

AUTRES CONGRÈS INTERNATIONAUX

F. PENNEC, D.PEYROU, J. DHENNIN, A. BROUE, C.SEGUINEAU, A.POTHIER, P.PONS, F. COURTADE «Modeling of RF MEMS contact for Investigation of the Degradation Mechanism» 6th ESA Round Table on Micro & Nano Technologies for Space Applications, ESA/ESTEC, Noordwijk, The Netherlands, 8-12 October 2007

H.ACHKAR, D.PEYROU, **F.PENNEC**, K. YACINE, A. FERRAND, P.PONS, M.SARTOR, R.PLANA «Use Matlab code to link and pilot softwares used for MEMS simulation» 4th International Conference on Advanced COmputational Methods in ENgineering (ACOMEN 2008), Liège (Belgique), 26 - 28 mai 2008

F. PENNEC, D. PEYROU, H. ACHKAR, P. PONS, R. PLANA and F. COURTADE «Validation of simulation platform for modeling of RF MEMS contacts» 8th World Congress on Computational Mechanics WCCM8 and 5th European Congress on Computational Methods in Applied Sciences Engineering ECCOMAS 2008, Venice, Italy, 30 June- 4 July 2008

MANIFESTATIONS NATIONALES

F.PENNEC, P.PONS, A.COUSTOU «Développement de micro-commutateurs MEMS RF à contact ohmique à faible tension d'actionnement» 10^{ème} Journées Nationales du Réseau Doctoral en Microélectronique (JNRDM 2007), Lille (France), 14-16 Mai 2007, 4p.

F. PENNEC, D. PEYROU, P. PONS «Modélisation du contact résistif de micro-commutateurs MEMS RF» 11^{ème} Journées Nationales du Réseau Doctoral en Microélectronique (JNRDM 2008), Bordeaux (France), 14-16 Mai 2008, 4p.

CONTRIBUTION À DES OUVRAGES

D. PEYROU, H. ACHKAR, **F. PENNEC**, P. PONS, R. PLANA « A new methodology for RF MEMS simulation », Recent Advances in Modelling and Simulation, International Journal of Advanced Robotic Systems, 14p, April 2008, ISBN – 978-3-902613-25-7

Table des matières

INTRODUCTION GENERALE	11
CHAPITRE I : Théories du contact rugueux	14
I.1 Introduction et positionnement du problème.....	14
I.2 Physique du contact des microcommutateurs MEMS RF	15
I.2.1 principe de fonctionnement du microcommutateur MEMS RF à contact ohmique	15
I.2.2 Introduction au contact des microcommutateurs	16
I.2.3 Etude des facteurs influençant la résistance de contact.....	18
I.2.3.1 Influence des propriétés du matériau de contact.....	18
I.2.3.2 Influence du courant de conduction.....	19
I.2.3.3 Influence de l'environnement.....	21
I.2.4 Phénomènes d'adhésion et de micro-fusion dans les contacts résistifs	21
I.2.4.1 principe	21
I.2.4.2 Influence du courant de conduction.....	22
I.2.4.3 Influence des propriétés des matériaux	22
I.2.5 Mesures de la résistance de contact	23
I.2.5.1 Travaux réalisés par Joachim Schimkat.....	23
I.2.5.2 Travaux réalisés par Hyman et Mehregany	24
I.2.5.3 Résultats présentés pour divers matériaux	25
I.2.6 Optimisation des performances de contact par sélection d'un matériau de contact.....	25
I.2.7 Conclusion	29
I.3 Introduction à la mécanique du contact.....	29
I.3.1 Le contact de Hertz.....	31
I.3.2 Les modèles de contact rugueux stochastiques et fractals.....	33
I.3.2.1 Les travaux de Bowden et Tabor.....	33
I.3.2.2 Description multi-échelle de la rugosité	33
I.3.2.3 Le modèle de Greenwood-Williamson	34
I.3.2.4 La méthode des éléments finis	37
I.3.2.5 Conclusion.....	39
I.4 Introduction à la métrologie	39
I.4.1 Mesure de la rugosité.....	39
I.4.2 Choix de l'outil de mesure	41
I.4.3 Approches statistiques et déterministes pour décrire la rugosité de surface.....	43
I.4.4 Description fractale de la surface.....	43
I.5 Introduction à la résistance de contact électrique	44
I.5.1 introduction.....	44
I.5.2 Calcul de la résistance de contact électrique	45
I.5.2.1 Calcul de la résistance due au passage du courant électrique	45
I.5.2.2 Influence des films minces de contamination	50
I.5.3 Influence de l'épaisseur du film métallique	50
I.5.4 Conclusion	51
I.6 Conclusions	52
I.7 Références bibliographiques du chapitre I	53
CHAPITRE II : développement de véhicules de test	58

II.1	développement de structures mobiles à contact résistif à actionnement mécanique	58
II.1.1	Description des véhicules de test fabriqués au LETI.....	58
II.1.2	Description des véhicules de test fabriqués au LAAS	59
II.2	Développement de microstructures mobiles à contact DC à faible tension d'actionnement	60
II.2.1	Objectifs.....	60
II.2.2	Réflexion sur la conception de commutateur à actionnement électrostatique à contact ohmique.....	61
II.2.3	Choix de l'architecture du microcommutateur	62
II.2.3.1	Structure pont et structure poutre	62
II.2.3.2	Configuration série et configuration parallèle	62
II.2.3.3	Conception électromécanique.....	64
II.3	Développement d'une filière technologique permettant la réalisation de structures à contact DC.	68
II.3.1	Structuration des plots de contact	68
II.3.1.1	Structuration par lithographie directe.....	68
II.3.1.2	Structuration par photolithographie partielle de la couche de résine sacrificielle.....	69
II.3.1.3	Photogravure avec masque en Chrome.....	69
II.3.1.4	Enduction de deux résines superposées avec passivation de la première couche.....	70
II.3.2	Structuration de la résine sacrificielle	71
II.3.2.1	Comblage des gaps des lignes coplanaires	72
II.3.2.2	Empilement des couches de résine sacrificielle.....	73
II.3.2.3	Structuration des plots de contact.....	74
II.3.3	Profils de poutre obtenus après libération de la résine sacrificielle	74
II.4	Conclusion.....	75
II.5	Références bibliographiques du chapitre II	77

CHAPITRE III : Validation d'un logiciel d'analyse en éléments finis pour simuler le contact métal-métal des microcommutateurs..... 78

III.1	Introduction	78
III.1.1	Intérêt d'employer une méthode numérique ou analytique par rapport à la méthode expérimentale.....	78
III.1.2	Intérêt d'une méthode numérique par rapport à la méthode analytique	78
III.1.3	Choix d'une méthode numérique.....	78
III.2	Validation d'un outil numérique pour simuler le contact	79
III.2.1	Principe de modélisation éléments finis du contact	79
III.2.1.1	Définition des paires de contact	80
III.2.1.2	Définition des paramètres de contact	81
III.2.1.3	Solution par incréments de charge.....	83
III.2.2	Cas d'un problème de contact élastique de Hertz statique	84
III.2.3	Analyse du contact pour un problème présentant de grandes déformations	87
III.2.4	Analyse du contact pour un problème présentant de grandes déformations et utilisant un matériau élastoplastique	89
III.2.5	Simulations multiphysiques.....	90
III.2.5.1	Analyse multiphysique avec COMSOL.....	90
III.2.5.2	Analyse multiphysique avec ANSYS	94
III.2.5.3	Prise en compte des effets thermiques	95
III.2.6	Originalités et inconvénients des deux logiciels de simulation	96
III.2.6.1	COMSOL Multiphysics.....	96
III.2.6.2	ANSYS 11	96
III.2.6.3	Sélection d'un logiciel d'analyse du contact en éléments finis.....	96
III.3	Conclusion	97

CHAPITRE IV : développement d'une méthodologie pour analyser le contact métal-métal d'un microcommutateur	98
IV.1 Introduction	98
IV.1.1 Choix d'une approche déterministe pour décrire la rugosité de surface.....	98
IV.1.2 Evaluation de la résistance de contact électrique.....	100
IV.1.3 conclusion.....	101
IV.2 Méthodologie de modélisation du contact rugueux.....	101
IV.2.1 Méthode d'ingénierie inverse	101
IV.2.2 Développement de la méthodologie.....	102
IV.2.2.1 Impact de l'échelle d'analyse.....	102
IV.2.2.2 Définition localisée de la rugosité.....	112
IV.2.2.3 Influence du maillage du massif.....	118
IV.2.2.4 Du modèle flexible-à-flexible au modèle rigide-à-flexible	119
IV.2.2.5 Equivalence de rugosité.....	125
IV.2.2.6 Extraction de la surface de contact.....	128
IV.2.3 Description de la méthodologie de calcul de résistance de contact rugueux	130
IV.2.3.1 Présentation des deux étapes de la méthodologie employée.....	130
IV.2.3.2 Description des deux cas considérés : avant et après cyclage de la structure	132
IV.2.3.3 Extraction de la résistance de contact électrique.....	133
IV.3 conclusion	134
IV.4 Références bibliographiques du chapitre IV	134
CHAPITRE V : Validation de l'outil de simulation par des mesures expérimentales	135
V.1 véhicules de test à actionnement mécanique.....	135
V.1.1 Caractérisation des structures.....	135
V.1.1.1 Techniques expérimentales mises en œuvre.....	135
V.1.1.2 Mesures de la résistance de contact.....	136
V.1.1.3 Relevés topographiques des surfaces en contact.....	137
V.1.2 Analyse en éléments finis.....	138
V.1.2.1 Premières phases d'analyse.....	138
V.1.2.2 Deuxième phase d'analyse en éléments finis	141
V.1.2.3 Sources envisagées des dispersions obtenues.....	144
V.1.3 conclusion.....	147
V.2 véhicules de test à actionnement électrostatique.....	147
V.2.1 caractérisation des microstructures RF	147
V.2.1.1 Principe de la mesure.....	147
V.2.1.2 Tension d'actionnement et force de contact générée.....	148
V.2.1.3 Pertes et isolation mesurées sur le microcommutateur.....	148
V.2.1.4 Relevés topographiques des surfaces en contact.....	149
V.2.2 Analyse en éléments finis.....	150
V.2.2.1 Détection des aspérités en contact	150
V.2.2.2 raffinement de la définition de la rugosité de surface	152
V.2.2.3 Utilisation d'un modèle rigide-à-flexible.....	153
V.2.3 Conclusion	156
V.3 Les limites de notre modèle d'analyse en éléments finis	156
V.4 études à poursuivre.....	157
V.4.1 Protocole expérimental à mettre en œuvre pour les structures à actionnement mécanique	157
V.4.2 Etude comparative entre différents matériaux de contact.....	158
V.4.3 Amélioration du modèle de microcontact	158

V.5	références bibliographiques du chapitre V	159
CONCLUSION GENERALE	160	
ANNEXES	165	
ANNEXE A : Grandeurs caractéristiques.....	165	
ANNEXE B : Evaluation de l'aire de contact effective de microcommutateurs MEMS RF	169	
ANNEXE C : Méthodes de résolution numérique d'un problème de contact.....	174	
ANNEXE D : Procédé de fabrication des microcommutateurs à contact capacitif	178	
ANNEXE E : Simulations électromécaniques avec le logiciel CoventorWare.....	183	
Annexe F : Modélisation du contact rugueux 3D avec ANSYS.....	186	

INTRODUCTION GENERALE

Une nouvelle technologie de composants pour applications micro-ondes a émergé ces dernières années : les microcommutateurs électromécaniques hyperfréquences. Un encombrement réduit, des performances hyperfréquences exceptionnelles (faibles pertes d'insertion et forte isolation), une grande linéarité, une faible consommation en puissance et la possibilité d'utiliser des fréquences plus élevées à l'heure où le spectre en fréquence est encombré sont autant d'atouts qui confèrent à ces dispositifs MEMS RF un caractère très attractif dans l'automobile, la téléphonie mobile et également dans le domaine des applications spatiales pour réduire la taille et la masse embarquée tout en améliorant la performance des systèmes. Au vue des conditions extrêmes de l'environnement spatial, la qualification de ces technologies est cruciale car leur fiabilité constitue encore une limite pour que ces dispositifs conquièrent l'espace.

Ainsi malgré les avantages indéniables des composants MEMS RF, ces dispositifs faibles pertes commencent tout juste à être commercialisés. En raison de procédés de fabrication complexes, la technologie MEMS RF arrive difficilement à maturité et reste encore très coûteuse en termes de développement. Ainsi la filière MEMS demande un effort de recherche assidu pour satisfaire une reproductibilité des performances acceptables avec des rendements industriels. Aussi, les composants MEMS RF doivent-ils encore prouver leur caractère révolutionnaire.

La course constante à la miniaturisation et à la minimisation de la consommation électrique de ces systèmes a engendré le développement de circuits intégrés faible tension. L'actionnement des fonctions électromécaniques doit donc suivre cette évolution, ce qui implique des structures mobiles à faible raideur mécanique qui engendrent des forces de contact souvent dégradées. Les effets de surface prennent ainsi plus d'importance, si bien qu'une des principales limitations des performances de microcommutateurs MEMS RF est la qualité du contact capacitif ou résistif et sa fiabilité. Pour proposer de nouvelles générations de composants MEMS RF, il est crucial d'acquérir une meilleure connaissance de la physique du contact.

Afin d'élargir les compétences du LAAS-CNRS en matière de fiabilisation des microcommutateurs utilisant le contact électrique en technologie MEMS, nous nous sommes focalisé sur l'étude du contact résistif. La modélisation numérique est mise en œuvre pour étudier de façon détaillée le microcontact métal-métal. La valeur de la résistance de contact reflète la qualité du contact résistif, puisqu'elle est source de pertes RF dans le microcommutateur. Le but de notre démarche est ainsi d'évaluer la résistance de contact électrique pour des forces typiquement développées par les microcommutateurs MEMS RF. Différents matériaux, topologies de contact, états de surface seront testés afin de garantir une résistance de contact faible (typiquement $<1\Omega$) tout en limitant les phénomènes d'adhésion et ainsi augmenter les performances de contact.

Ces travaux de thèse, réalisés au sein du laboratoire LAAS-CNRS et encadrés par le chargé de recherche Patrick PONS, ont été financés par une bourse doctorat ingénieur conclue entre le CNRS et le CNES. Ces travaux, orientés vers la fiabilisation du contact résistif de structures mécaniques à faible tension d'actionnement, s'inscrivent ainsi dans la stratégie du service DCT/AQ/LE (Laboratoires et Expertises) du CNES qui s'investit depuis près d'une dizaine d'années sur des travaux visant à mieux appréhender la fiabilité des dispositifs microsystèmes MEMS pour applications spatiales. Ils sont notamment très complémentaires avec leur approche expertise hardware. Ces travaux ont par ailleurs été réalisés en étroite collaboration avec la société NovaMEMS qui a développé depuis quelques années une plateforme de tests de microsystèmes performante pour l'analyse des mécanismes de défaillance en partenariat avec le CNES.

Cette activité sur le microcontact est complètement originale. Aussi l'objet du premier chapitre est il d'exposer les résultats actuels de recherche sur le contact métal-métal de microcommutateurs, puis de réaliser un tour d'horizon des différentes méthodes disponibles pour modéliser le contact résistif et d'apporter des connaissances sur les théories existantes en mécanique du contact, en métrologie ou encore en calcul de résistance de contact électrique.

Nous présentons ensuite, dans le second chapitre, les véhicules de test qui seront conçus et fabriqués, dans le but de valider la méthodologie développée pour l'étude du contact résistif. Deux types de véhicules de test sont présentés : une structure pont DC à

actionnement mécanique, et une structure poutre RF à actionnement électrostatique plus proche des composants actuels. Ce dernier va faire l'objet d'une attention particulière pour régler les paramètres de conception afin de réaliser un actionnement sous faible tension sans trop dégrader les performances de contact. Les deux étapes les plus critiques de la filière technologique de fabrication sont ensuite décrites.

Après avoir retenu une méthodologie utilisant l'analyse en éléments finis, nous prenons soin dans le troisième chapitre de valider un logiciel de simulation multiphysique capable de résoudre des problèmes de contact variés, incluant plusieurs non linéarités. Deux logiciels seront testés : ANSYS et COMSOL Multiphysics.

Le quatrième chapitre de ce mémoire est consacré à la description des méthodologies employées pour analyser le contact métal-métal et calculer la résistance de contact électrique. Une méthode de description de la topographie de surface rugueuse est choisie pour ensuite implémenter la microgéométrie dans le modèle de contact et une méthode de calcul de la résistance électrique à partir des données mécaniques est également sélectionnée. Les problèmes auxquels nous avons été confrontés sont mis en lumière pour finalement aboutir à la méthodologie développée pour modéliser le contact entre surface rugueuse et déterminer la résistance de contact électrique.

Enfin le chapitre cinq est focalisé sur l'étude comparative entre les mesures expérimentales et nos résultats de simulations numériques utilisant la nouvelle méthodologie pour permettre la validation de l'outil de calcul. Les mesures de résistance de contact en courant continu réalisées par la société NovaMEMS sur les structures de test actionnées mécaniquement et les mesures radiofréquences réalisées sur les structures à actionnement électrostatique sont ainsi exposées. Des topographies de surfaces de contact sont extraites puis implémentées dans le logiciel d'analyse numérique. Face aux résultats numériques obtenus, nous présenterons pour finir les améliorations à prévoir dans notre modèle.

CHAPITRE I : THEORIES DU CONTACT RUGUEUX

I.1 INTRODUCTION ET POSITIONNEMENT DU PROBLEME

Les surfaces impliquées dans le contact des microcommutateurs MEMS affichent une rugosité à l'échelle nanométrique. Du fait que les forces de contact engendrées par ces dispositifs atteignent des valeurs entre $10\mu\text{N}$ et 10 mN , seules quelques aspérités de la surface de contact s'écrasent. Aussi la rugosité présente sur les surfaces de contact réelles (figure I.1) implique t'elle une aire de contact réelle seulement égale à une petite fraction de l'aire de contact apparente (nominale). A la différence des macrorelais, pour lesquels les forces générées sont suffisamment grandes pour négliger les effets de surfaces, la qualité du contact des microcommutateurs est gouvernée par la présence de ces microaspérités. De nos jours, la course à la miniaturisation et le besoin croissant de réduire la tension d'actionnement (pour la compatibilité électronique) donnent toujours plus d'importance à la rugosité de surface. Le contact métal-métal devient ainsi un sujet de recherche privilégié pour combler le manque de connaissances sur les phénomènes physiques à l'interface de contact.

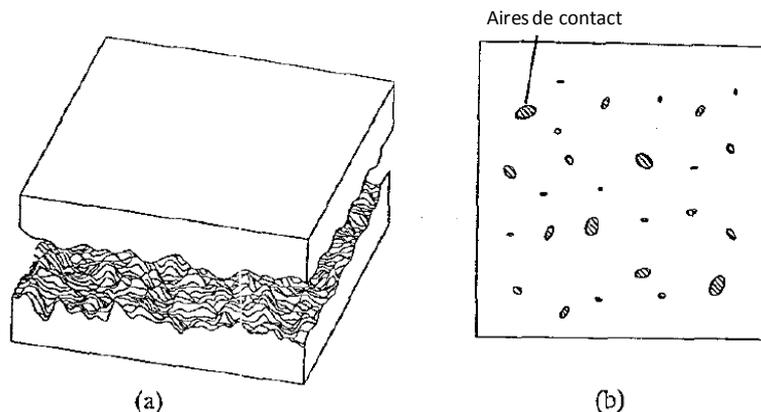


Figure I.1 : Deux surfaces de contact rugueuse 3D en contact (a) et aires de contact réelles correspondantes (b)

La détermination de l'aire de contact réelle est cruciale dans l'étude du contact mécanique. De plus, dans le cas d'un contact résistif, elle permet le passage du courant électrique, affectant ainsi la résistance de contact électrique.

De nombreux chercheurs ont déjà étudié la physique du contact de microcommutateurs. Nous présentons leurs travaux dans une première partie de ce chapitre et mettons en lumière les facteurs affectant la qualité et la fiabilité du contact résistif.

Nos efforts seront concentrés sur l'amélioration de la qualité du contact résistif. Notre but est ainsi de développer une méthodologie d'étude du contact métal-métal et plus particulièrement de calcul de la résistance de contact électrique en prenant en compte les facteurs influant la qualité du microcontact.

Diverses méthodes ont déjà été proposées et développées pour modéliser le contact et déterminer la résistance pour des forces typiquement développées par les microsystèmes. Ces méthodes sont résumées sur le diagramme de la figure I.2.

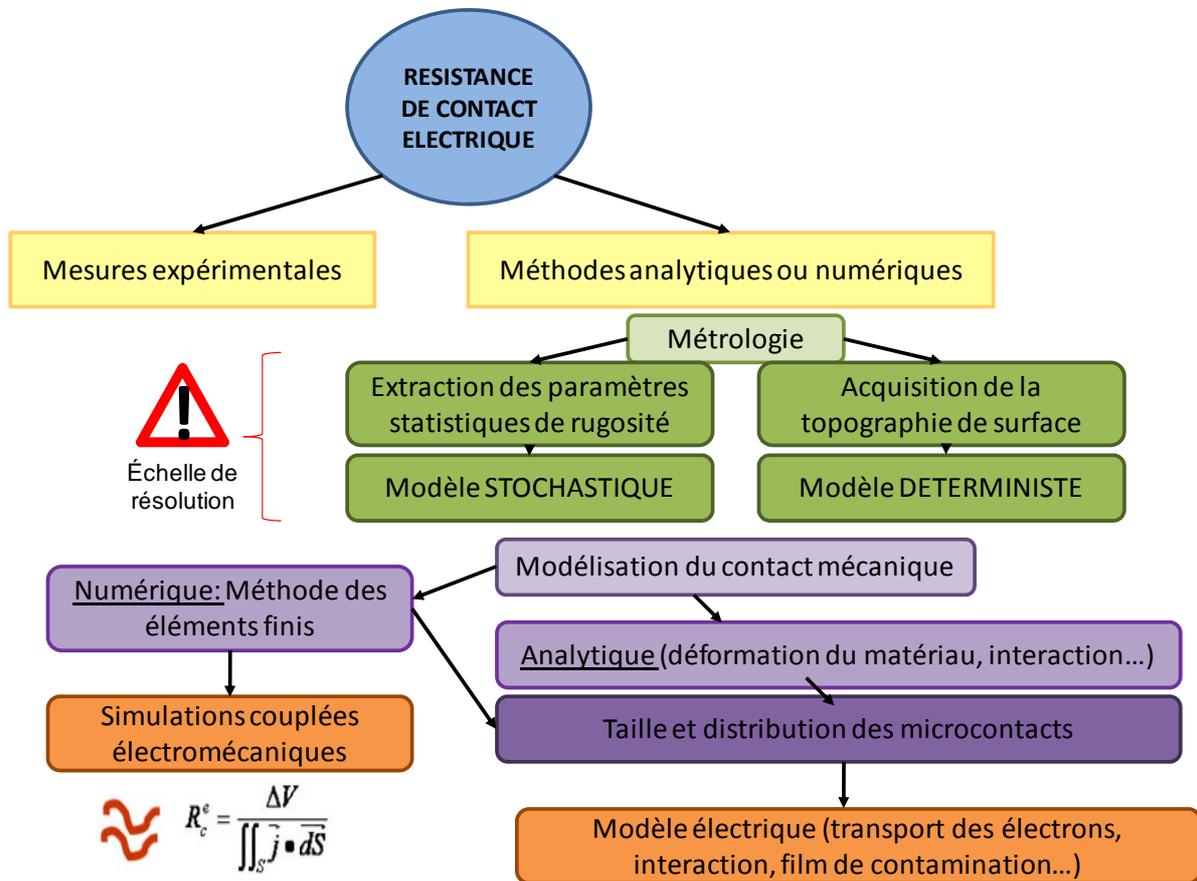


Figure I.2 : Présentation des méthodes existantes pour calculer la résistance de contact électrique

Ainsi pour déterminer la méthodologie la plus appropriée, un état de l'art sur les modèles mécaniques de contact rugueux, sur la description d'une surface rugueuse, ou encore sur le calcul de la résistance de contact électrique sont nécessaires et vont nous aider à cerner les problèmes auxquels on risque d'être confrontés.

I.2 PHYSIQUE DU CONTACT DES MICROCOMMUTATEURS MEMS RF

I.2.1 PRINCIPE DE FONCTIONNEMENT DU MICROCOMMUTATEUR MEMS RF A CONTACT OHMIQUE

Un microcommutateur MEMS RF est un composant mécanique fabriqué avec des techniques de micro-usinage comportant deux états : un état passant assurant la transmission du signal et un état bloqué où le signal ne peut pas traverser le composant. La figure I.3 illustre un exemple de microcommutateur ohmique à actionnement électrostatique. Il se présente sous la forme d'une micro-poutre placée en série au-dessus d'une discontinuité d'une ligne de transmission radio fréquence (RF). Cette micro-poutre est ancrée à une de ses extrémités, tandis que l'autre extrémité est libre de tout mouvement vertical. La poutre est suspendue au-dessus d'une électrode d'actionnement fixée sur le substrat. Cette électrode permettra

de déformer la micro-poutre jusqu'à ce que le plot placé à l'extrémité de la poutre vienne en contact sur la ligne de signal. La force électrostatique, qui est appliquée sur la partie de la poutre en regard avec l'électrode, contraint la structure à s'abaisser vers le plan du substrat. Naturellement, la micro-poutre oppose une force de rappel à cette déflexion du fait de la rigidité des matériaux qui la composent. Si l'intensité de l'actionnement est suffisante, la structure se déforme jusqu'à venir en contact avec l'électrode inférieure. Les forces ainsi mises en jeu lors de la déflexion de la micro-poutre sont : la force d'actionnement dirigée vers le substrat, la force de rappel de la structure mobile qui s'oppose à l'actionnement et la force de contact du substrat sur la micro-poutre qui, elle-aussi s'oppose à l'actionnement (figure I.4 (a)). Lorsque la tension redevient nulle, la force de rappel permet à la micro-poutre de revenir à l'état haut et la force d'adhésion vient s'opposer à l'ouverture du microcommutateur (figure I.4 (b)).

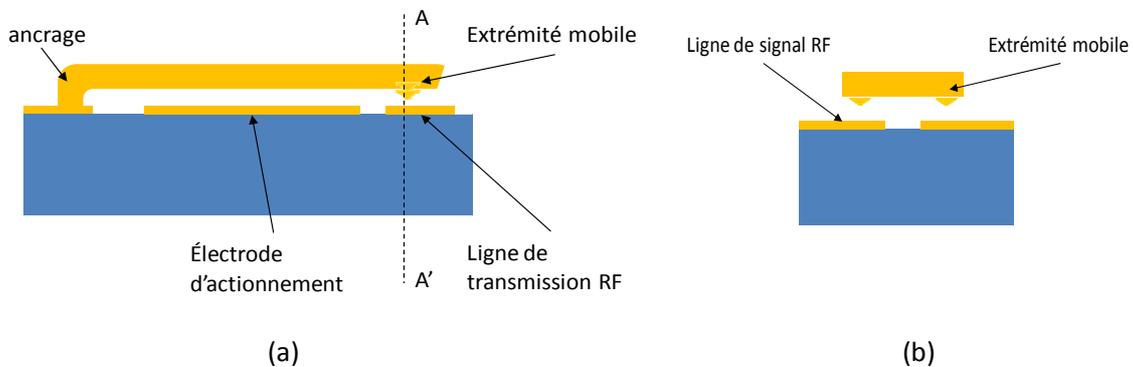


Figure I.3 : Microcommutateur à contact ohmique, vue de profil (a) et vue transversale A-A' (b)

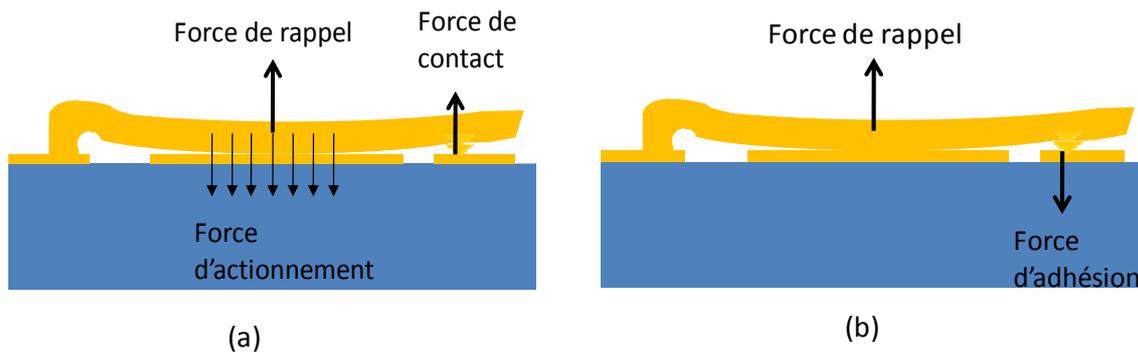


Figure I.4 : Déflexion de la micro-poutre induite par l'actionnement électrostatique et forces mises en jeu (a), forces mises en jeu lors de l'ouverture (b)

I.2.2 INTRODUCTION AU CONTACT DES MICROCOMMUTATEURS

Le bon fonctionnement du microcommutateur est gouverné par la qualité de son contact. Les études menées [6-11] montrent que le contact résistif est la principale source de défaillance des microcommutateurs à contact ohmique. Des mécanismes de durcissement des matériaux en contact, d'adhésion [3, 4, 5, 17], de stiction due à une micro-fusion, de

transfert de matériaux [12], de dépôts organiques ou de contamination de surface peuvent notamment apparaître et endommager le dispositif à long terme en raison d'une forte hausse de la résistance de contact (figure I.5).

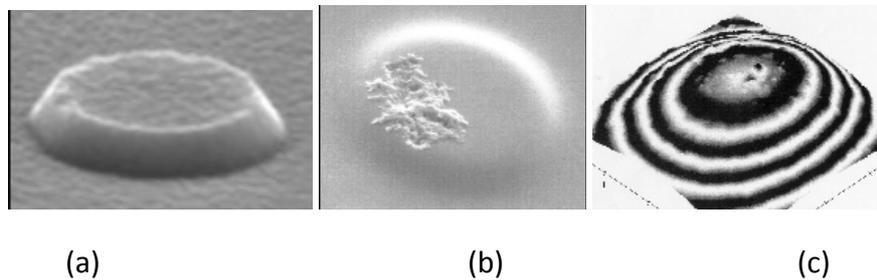


Figure I.5 : Contact propre (a), piqure (b) et durcissement (c) d'un contact en or sous faible intensité de courant et une tension d'actionnement élevée. Les contours dans (c) représentent des mesures de dureté réalisées à l'AFM [24]

D'une manière générale, outre la force de contact, les performances de contact sont gouvernées par un certain nombre de facteurs reliés à trois paramètres dominants : les matériaux de contact (couche(s) mince(s) et substrat), l'intensité de courant traversant le contact et l'environnement de fonctionnement du microcommutateur. Ces facteurs qui affectent les performances de contact sont illustrés sur la figure I.6.

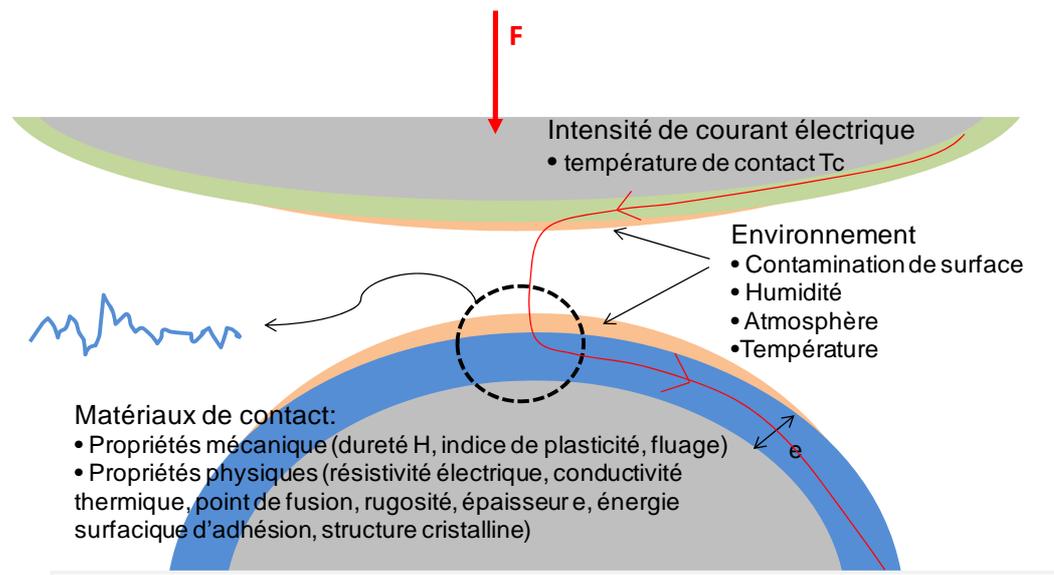


Figure I.6: Facteurs influençant les performances de contact électrique

Quand le contact est initié entre la membrane du commutateur et la ligne en dessous, la force de contact est très faible, l'aire de contact est partielle en raison de la présence des aspérités de surface et d'une couche de contamination et la résistance de contact est élevée et instable. A partir d'une certaine force (force minimale), qui va dépendre des facteurs précédemment décrits, les aspérités s'écrasent augmentant ainsi l'aire de contact, le film de contamination se craque et une réduction importante de la résistance de contact a lieu.

L'objet de cette partie est de mieux comprendre le comportement du contact électrique à l'échelle couches minces sur substrat.

I.2.3 ETUDE DES FACTEURS INFLUENÇANT LA RESISTANCE DE CONTACT

I.2.3.1 INFLUENCE DES PROPRIETES DU MATERIAU DE CONTACT

I.2.3.1.1 INFLUENCE DE LA DURETE DU MATERIAU

PRINCIPE

Une faible dureté va impliquer pour une force de contact donnée une aire de contact effective plus importante. Les surfaces de contact de matériaux mous peuvent en effet épouser les mêmes formes en raison de déformations élastoplastiques. L'aire de contact résultante devient suffisamment large pour obtenir une résistance de contact stable. Pour une force de contact plus grande, un modèle purement plastique doit être utilisé. Ainsi pour une force de contact F , une dureté de matériau H , l'équation de l'aire de contact A est donnée par la relation suivante :

$$A = \pi r^2 = \frac{F}{Hn}$$

Où r est le rayon de contact et n un facteur empirique qui varie en fonction des matériaux mais tend vers 1 pour des surfaces propres. Cette dernière équation est la définition de la dureté Meyer d'un matériau [33].

DEPOT EN COUCHE MINCE

Plusieurs études expérimentales ont montré que les propriétés des contacts électriques sur couches minces s'éloignaient des propriétés des matériaux massifs. Les travaux réalisés sur les propriétés physiques des couches minces en or à l'échelle nanométrique ont notamment montré que les surfaces en or (de plusieurs dizaines de nanomètres de profondeur) présentent une dureté bien supérieure. Les duretés plus importantes peuvent être attribuées aux films ayant été déposés par une méthode agressive comme la pulvérisation ou ayant subi une déformation physique. Les duretés de l'or électrolytique et de l'or pulvérisé sont par exemple respectivement de l'ordre de 1 et 3 GPa. Un matériau moins dur sera plus sujet à la dégradation de surface [12].

I.2.3.1.2 INFLUENCE DE LA RUGOSITE

Suivant la nature du dépôt métallique, les paramètres de rugosité vont évoluer (figure I.7). Or une plus forte rugosité implique une aire de contact plus faible et donc une résistance de contact plus élevée.

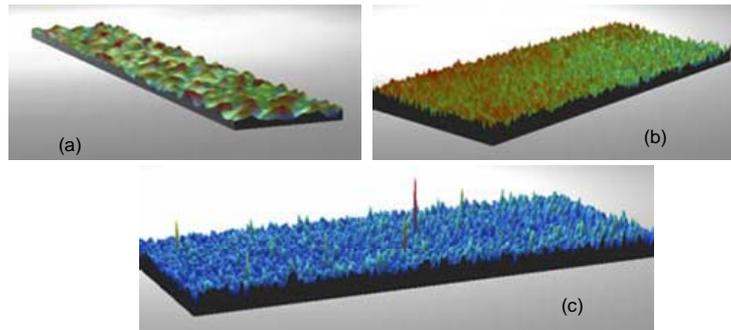


Figure I.7 : Rugosité par profilométrie optique de trois dépôts d'or évaporé 200 nm (a), d'or évaporé $2\mu\text{m}$ (b) et d'or électrolytique $2.5\mu\text{m}$ (c)

I.2.3.1.3 INFLUENCE DE LA TEMPERATURE DE DEPOT SUR LES CHANGEMENTS DE PROPRIETES DU MATERIAU

La température de dépôt peut également avoir un impact important sur les mécanismes de déformation de l'état de surface de contact. En effet, une couche de métal déposée à faible température, sous faible contrainte et présentant des grains assez larges ($0.2-0.7\mu\text{m}$), pourra présenter des changements de microstructure importants sous l'effet d'une température élevée allant jusqu'à 200°C . Pour des films déposés à haute température présentant une structure de grains dense et compacte, des changements de microstructure ne sont pas observés pour des températures en dessous de la température de dépôt.

I.2.3.1.4 INFLUENCE DE L'ÉPAISSEUR DE LA COUCHE MINCE ET DE LA NATURE DU SUBSTRAT

La nature du substrat et l'épaisseur du matériau de contact déposée sur le substrat ont également une influence sur les performances du contact électrique [18]. En effet, généralement une épaisseur de film métallique plus petite garantit une rugosité plus faible et ainsi une aire de contact plus importante. Cependant, si cette couche mince est déposée sur un substrat dur, le déplacement sera limité, l'aire de contact va diminuer et la résistance de contact va alors augmenter [28]. L'augmentation de l'aire de contact effective résulte de la déformation des aspérités de surface dans un premier temps et ensuite de la déformation du film à l'échelle macroscopique. Ainsi l'aire de contact effective peut être premièrement limitée par les seules propriétés du film, telles que la rugosité, et ensuite par la combinaison du film et du substrat. D'après Rebeiz [24], la déformation plastique est influencée par la dureté du substrat à une distance à peu près égale à trois fois le rayon de contact.

I.2.3.2 INFLUENCE DU COURANT DE CONDUCTION

I.2.3.2.1 MECANISMES DE DEGRADATION DUS AU COURANT ELECTRIQUE

Le courant électrique induit des mécanismes de dégradation de l'état de surface et a un effet non négligeable sur la résistance de contact.

L'influence du courant électrique sur la résistance de contact est dominé par un effet de conduction thermique au contact et dépend de la morphologie de la surface de contact de la cathode. Des échantillons avec une grande aire de contact et une bonne conduction thermique montre une résistance de contact plus stable que des échantillons avec une faible conductivité thermique. La dégradation de l'état de surface ainsi que les phénomènes de

transfert de matériaux augmentent avec la force de contact et le courant de contact et sont ainsi dominés par l'effet de conduction thermique [12]. Les effets de surface (recuit sans ramollissement) dus à la chaleur dégagée par effet Joule, peuvent être expliqués par les hypothèses suivantes : la température de ramollissement des métaux à des niveaux de profondeur de quelques nanomètres peut être plus élevée que la température de recuit à la surface (elle-même plus basse que la température de recuit du massif).

I.2.3.2.2 COMPENSATION DES MECANISMES DE DEGRADATION PAR ECHAUFFEMENT DU CONTACT

D'après Jensen [6], le ramollissement des aspérités de surface par application d'une tension de contact peut permettre de compenser l'élévation de la résistance électrique due au cyclage de la structure. L'échauffement du contact occasionné par le passage du courant a été étudié de façon extensive par Holm [19]. De plus, des analyses en différences finies [12] et en éléments finis [31] ont été appliquées à l'échauffement du contact dans les microcommutateurs MEMS RF. Cependant, toutes ces études ont été réalisées en considérant une taille de spots de contact plus grande que le libre parcours moyen des électrons, alors que les contacts de microcommutateurs MEMS affichent souvent des spots de contact du même ordre ou plus petits que le libre parcours moyen. Lorsque le courant passé à travers un contact de rayon inférieur au libre parcours moyen de l'électron, la température augmente fortement. Cet échauffement peut être extrêmement localisé, engendrant des températures de contact d'une dizaine à une centaine de degrés au dessus du matériau massif. A partir d'une certaine température, le recuit du métal est suivi de son ramollissement, diminuant ainsi la dureté de contact. La figure I.8 illustre la résistance de contact en fonction de la tension appliquée. Par ailleurs, d'après Jensen et al. [7], l'échauffement du contact peut permettre d'user ou de percer le film isolant, augmentant ainsi l'aire de contact.

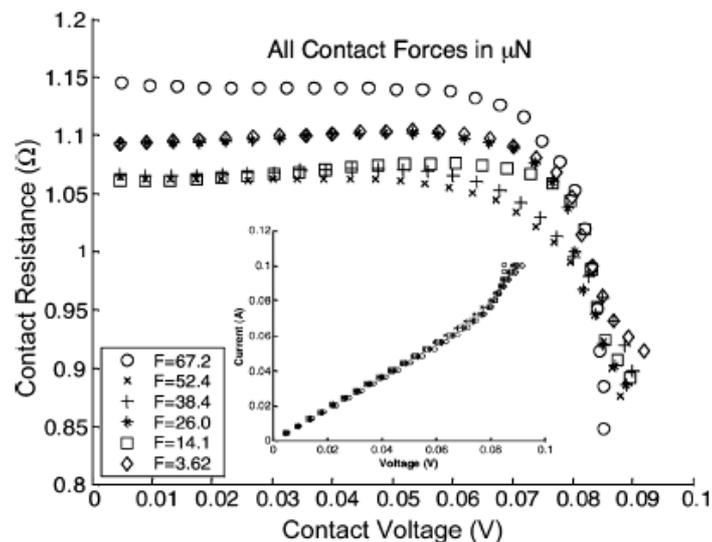


Figure I.8: Résistance de contact en fonction de la tension appliquée mettant en évidence le ramollissement du contact [7]

1.2.3.3 INFLUENCE DE L'ENVIRONNEMENT

1.2.3.3.1 CONTAMINATION DE SURFACE

Les contacts de microcommutateurs sont susceptibles de se couvrir d'un film mince isolant. On parle de contamination intrinsèque lorsque ces résidus sont issus du procédé technologique et de contamination extrinsèque lorsque ces résidus sont des impuretés de l'atmosphère ambiante (souvent des composants hydrocarbonés). La présence de ces films à composants souvent hautement résistifs limite par la suite le contact métal-métal en permettant le contact électrique seulement aux endroits où le film est percé, sur les plus hautes aspérités. En conséquence la résistance augmente fortement en présence de ces films contaminants [7].

Bien que l'or, métal noble, soit réputé non altérable, il subsiste toujours à la surface de ce métal une fine couche carbonée en surface, résidu du procédé de nettoyage de la surface et/ou adsorbée due à une exposition à l'air. Les contaminants de surface de l'or sont généralement non conducteurs et l'effet tunnel a été rapporté comme étant le mécanisme de transfert de charge dominant pour les contacts en or dans l'air et un environnement nitrogène sec. Pour établir le contact électrique, il faut chasser les résidus de surface. Cela peut se faire si les pressions locales sont suffisantes, d'où une maîtrise délicate de la résistance de contact sous très faible charge.

1.2.3.3.2 TEMPERATURE

Une hausse de la température de l'environnement ambiant est propice à un ramollissement du contact, à une augmentation de l'aire de contact, à une possible dissémination des impuretés hors du contact et ainsi à une baisse de la résistance de contact.

1.2.4 PHENOMENES D'ADHESION ET DE MICRO-FUSION DANS LES CONTACTS RESISTIFS

Une faible résistance de contact n'est pas le seul critère requis pour un matériau de contact. Celui-ci devra en effet permettre une bonne fiabilité du contact.

1.2.4.1 PRINCIPE

Les phénomènes d'adhésion sont un verrou technologique des contacts métal-métal des microcommutateurs qui limite les applications à long terme de ces dispositifs. En effet, des forces d'adhésion élevées augmentent le risque de collage du contact et ainsi diminuent la durée de vie du microcommutateur [11, 25, 26]. Cette réduction de durée de vie peut s'expliquer par des phénomènes d'usure du contact et de transfert de matériaux entre les contacts.

L'estimation de la force d'adhérence est très importante pour déterminer la force de rappel nécessaire pour assurer la fiabilité de contact du microcommutateur. Cependant la force d'adhérence est le paramètre le moins bien connu des contacts métal-métal. La figure 1.9 résume le phénomène d'adhésion apparaissant sous actionnement d'un microcommutateur doté d'un plot de contact. La poutre s'abaisse, le contact n'est pas encore initié (1), le contact est initié sur le plot de contact, la raideur augmente (2), le chargement diminue, le

plot reste en contact (adhésion) jusqu'à séparation. Pour la plupart des microcommutateurs la séparation se réalise en plusieurs sauts (3).

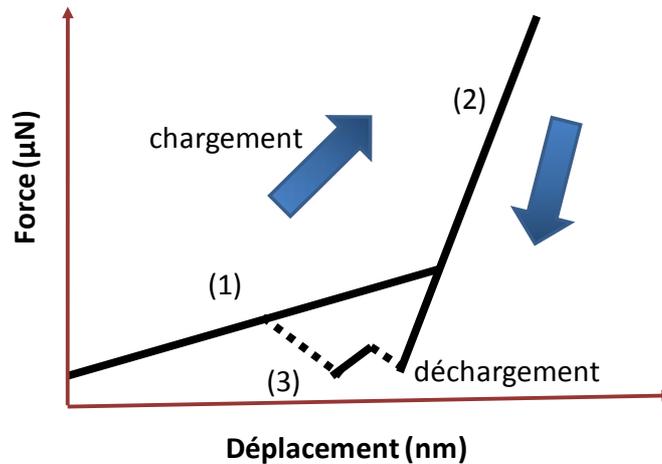


Figure I.9 : Courbe force-déplacement d'un microcommutateur présentant un plot de contact mettant en évidence les trois principales caractéristiques

1.2.4.2 INFLUENCE DU COURANT DE CONDUCTION

La probabilité de défaillance due à l'adhésion de contact dépend de l'historique de cyclage du microcommutateur, caractérisé par les conditions de cyclage (humidité, température ambiante, atmosphère, courant de conduction appliqué), le nombre de cycles et également la durée pendant laquelle le contact est fermé.

Notamment, l'intensité de courant électrique parcourant un contact va faire apparaître différents phénomènes d'adhésion.

A faible courant, d'après Patton [27], le martèlement de la surface dû au cyclage rapide affecte la morphologie des contacts, permet de lisser la surface de contact, réduit l'espace entre les deux surfaces entrant en contact et favorise ainsi de hautes forces de Van der Waals.

A plus forts courants, la dissipation de chaleur dans les contacts « ramollit » le matériau, implique une aire de contact effective plus grande et donc une adhésion plus importante. Pour des températures plus élevées causées par de fortes densités de courant, un matériau mou avec un point de fusion bas se déforme plastiquement sous l'effet de la pression de contact et une micro-fusion du contact peut apparaître. La micro-fusion est considérée comme le mécanisme de dégradation majeur pour de forts courants de commutation [16].

1.2.4.3 INFLUENCE DES PROPRIETES DES MATERIAUX

1.2.4.3.1 LE FLUAGE

L'augmentation de la force d'adhésion pendant les cycles d'actionnement du microcommutateur peut être attribuée à un phénomène de fluage mécanique des micro-aspérités de contact [3, 27].

I.2.4.3.2 DURETE ET STRUCTURE CRISTALLINE

Le choix du matériau sera avant tout reporté à sa dureté et à sa structure cristalline. Un matériau de contact plus dur sera moins sujet aux phénomènes d'adhésion. Schimkat a notamment enregistré des forces d'adhérence [2] différentes d'un matériau à l'autre et reliées à la dureté du matériau de contact. Cependant, ces observations ont été apportées pour des mesures réalisées durant un comportement élastique. D'après Holm [19], l'adhésion est indépendante des propriétés de dureté du matériau si on considère le régime plastique atteint. En effet la force d'adhérence est approximativement égale à 40% de la force de fermeture dans le cas d'un déplacement vertical. Or l'aire de contact déformée plastiquement est inversement proportionnelle à la dureté du matériau et la force en tension nécessaire pour séparer les surfaces en contact est proportionnelle à la dureté, si bien que les propriétés de dureté du matériau deviennent transparentes.

Les forces d'adhésion présentes après déformation plastique sont principalement reliées à la structure du matériau et à la formation de liaisons atomiques. L'or possède une structure cristalline cubique face centrée, structure qui engendre le plus d'adhérence après la structure tétragonale. Cependant le point de fusion par rapport à son coefficient d'adhérence est très haut pour un matériau mou, et permet ainsi de supporter des limites de courant plus grandes.

I.2.5 MESURES DE LA RESISTANCE DE CONTACT

Les travaux expérimentaux réalisés sur les microcommutateurs montrent que les forces de contact engendrées par ces dispositifs atteignent des valeurs entre $10\mu\text{N}$ et 10 mN . La dépendance entre résistance de contact et pression de contact a déjà fait l'œuvre d'une étude avancée pour différents matériaux de contact [1, 2, 12, 13, 14, 15, 18, 23, 29]. D'après la littérature, une résistance de contact stable entre 80 et $200\text{ m}\Omega$ peut être réalisée avec une force de contact proche de $100\text{ }\mu\text{N}$ et en prenant l'or comme matériau de contact. La valeur de la résistance peut descendre à $10\text{-}20\text{ m}\Omega$ si la force développée atteint 1 mN . Cette valeur de résistance dépend fortement de l'état de surface. Les surfaces métalliques présentant très peu de contamination en surface montrent les résistances les plus faibles.

Les valeurs de résistance de surface de microcontacts présentant des films fins absorbés varient considérablement et dépendent du procédé de fabrication utilisé et de l'atmosphère ambiante sous laquelle opère le dispositif et donc de l'encapsulation du composant.

Des mesures de résistance de contact ont notamment été réalisées par Joachim Schimkat (1998) et Daniel Hyman et Mehran Mehregany (1999) avec un banc d'essai dédié.

I.2.5.1 TRAVAUX REALISES PAR JOACHIM SCHIMKAT

Schimkat [2] a testé des échantillons en Or (Au), alliage Nickel-or (AuNi_5) et Rhodium (Rh) dans une atmosphère diazote (N_2) pour réduire la formation de couches isolantes sur la surface de contact. Les forces appliquées varient entre 0.1 et 10 mN . Les caractéristiques de résistance mesurées en fonction de la force de contact sont résumées sur la figure I.10.

Pour l'alliage AuNi₅, une force supérieure à 300 μN est nécessaire pour obtenir une résistance de contact stable en dessous de 100mΩ. La résistance de contact mesurée par Schimkat est beaucoup plus faible que les valeurs typiques obtenues dans l'industrie. Ceci peut être attribué à la procédure de nettoyage de surface réalisée avant les mesures de résistance. Pour l'or la force minimale pour une résistance de contact stable est estimée à 100 μN seulement, alors que pour le rhodium, une résistance stable proche de 1Ω est réalisée avec une force minimale de 600 μN.

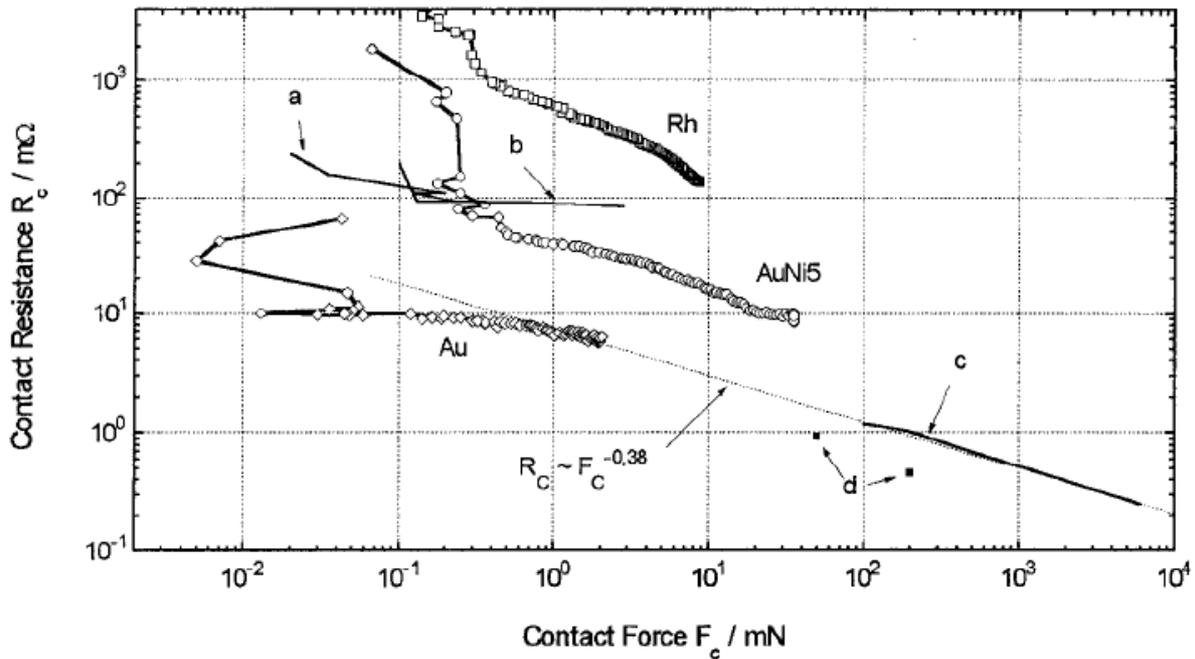


Figure I.10: Résistance de contact mesurée de l'or, de l'alliage or-nickel et du rhodium en fonction de la force de contact [2]

I.2.5.2 TRAVAUX REALISES PAR HYMAN ET MEHREGANY

Schimkat réalise toutes ces mesures expérimentales sur des rivets de contact métallique (matériaux massifs) alors qu'en général les microcommutateurs MEMS RF sont fabriqués à partir de couches minces métalliques. Pour mieux comprendre la physique de contact de films métalliques, Hyman et Mehregany ont testé des échantillons recouverts de couches minces en or.

Comme illustré sur la figure I.11, la résistance de contact déterminée expérimentalement varie entre 70 et 120 $m\Omega$ pour une force de contact allant de 100 à 500 μN .

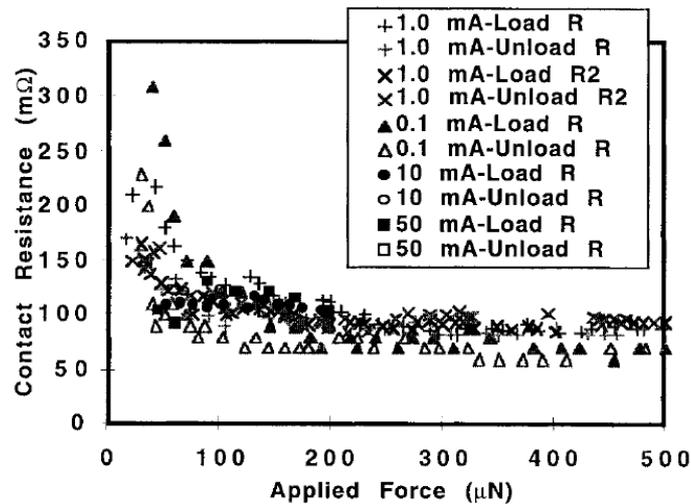


Figure I.11: Résistance de contact de l'or mesurée sous chargement et déchargement pour différentes intensité de courant [12]

I.2.5.3 RESULTATS PRESENTES POUR DIVERS MATERIAUX

Le tableau I.1 résume la dépendance entre résistance de contact et force de contact pour différents matériaux de contact, bien qu'il soit souvent difficile de comparer les différentes études puisque les résultats de mesure dépendent non seulement de la force de contact mais aussi du procédé de dépôt du matériau, du procédé de nettoyage de la surface de contact, de la contamination de surface, de l'atmosphère environnant, de l'intensité du courant de mesure et de l'historique du nombre de cycles effectués. Par ailleurs, beaucoup de mesures sont réalisées sur des échantillons test et non sur des structures MEMS micro-fabriquées. Ce tableau montre que la résistance de contact et la force de contact minimale sont plus faibles pour des matériaux plus mous.

	Matériaux	Force de contact minimale μN	Résistance de contact
mou ↕	Gold (Au) [2, 4, 12, 14, 23]	50 – 100	70 - 200
	'Hard-gold' (AuNi, 5%) [1]	300 – 450	<100
dur ↕	Gold-palladium (AuPd) [24]	200 – 2000	500-3000
	Rhodium (Rh) [2]	600 – 900	800

Tableau I.1 : Force de contact minimale pour une résistance de contact stable pour différents matériaux de contact, et résistance de contact à la force de contact minimale

I.2.6 OPTIMISATION DES PERFORMANCES DE CONTACT PAR SELECTION D'UN MATERIAU DE CONTACT

Pour une force de contact donnée, la résistance de contact et la fiabilité de contact sont gouvernées par les propriétés du matériaux de contact et son état de surface. Ainsi une faible résistivité pour diminuer la résistance de contact est requise. Puis une dureté suffisamment grande, un point de fusion suffisamment haut et une résistance à la contamination de surface élevée sont nécessaires pour une fiabilité de contact accrue. Or les

matériaux utilisés en micro-fabrication ont soit une faible résistivité et une faible dureté ou une dureté importante mais une résistivité électrique élevée.

Notamment, l'or est un matériau très utilisé dans le contact de microcommutateurs, en raison de sa faible résistivité électrique, de sa haute conductivité thermique, de sa facilité à être déposé par divers procédés de fabrication, de sa haute résistance à l'oxydation, de sa température de fusion relativement élevée pour un matériau mou, et de sa bonne résistance à l'adsorption de contaminants de surface. Cependant, l'or développe des forces d'adhésion importantes. Ainsi, les forces nécessaires pour séparer des contacts de microcommutateurs sont de l'ordre de 100-2700 μN pour l'or, environ 300 μN pour l'alliage de l'or durci avec 5% de nickel et moins de 100 μN pour le rhodium qui reste l'un des matériaux de contact les plus durs envisagés [1, 25]. Ainsi le travail des chercheurs s'orientent vers la réalisation d'alliages pour optimiser les propriétés du matériau de contact.

Coutu et al. ont notamment mis au point une procédure permettant de choisir des alliages métalliques adaptés pour les microcommutateurs MEMS [26]. Leur démarche consiste à sélectionner des alliages métalliques en interprétant les diagrammes de phase et en utilisant les données de résistivité du matériau massif. Puis ils choisissent une méthode de dépôt de la couche mince métallique appropriée et fabriquent des structures tests. Ensuite les propriétés matérielles de la couche mince sont mesurées, pour finalement prédire des performances de résistance de contact en utilisant un modèle de contact adapté.

L'idée principale consiste à durcir l'or en l'alliant à d'autres métaux tels que le Nickel (Ni), le palladium (Pd), l'argent (Ag), le platine (Pt) ou le cuivre (Cu). D'après Coutu et al. une composition d'alliage spécifique peut être déterminée en examinant le diagramme de phase de l'alliage binaire. Un alliage à simple phase sera recherché puisque la structure cristalline dans cette région ne change pas avec une augmentation de la température. A l'opposé, les régions à deux phases seront à éviter pour s'assurer que l'alliage est déposé de manière homogène durant la fabrication du composant, pour éviter les composants intermétalliques hautement résistifs dans la composition de l'alliage, et pour éviter les fragilités dans le matériau.

La figure I.12 par exemple montre un diagramme de phase d'un alliage Or-Platine et met en évidence la présence d'une simple phase en dessous de 1260°C pour une concentration en Pt inférieure à 15%.

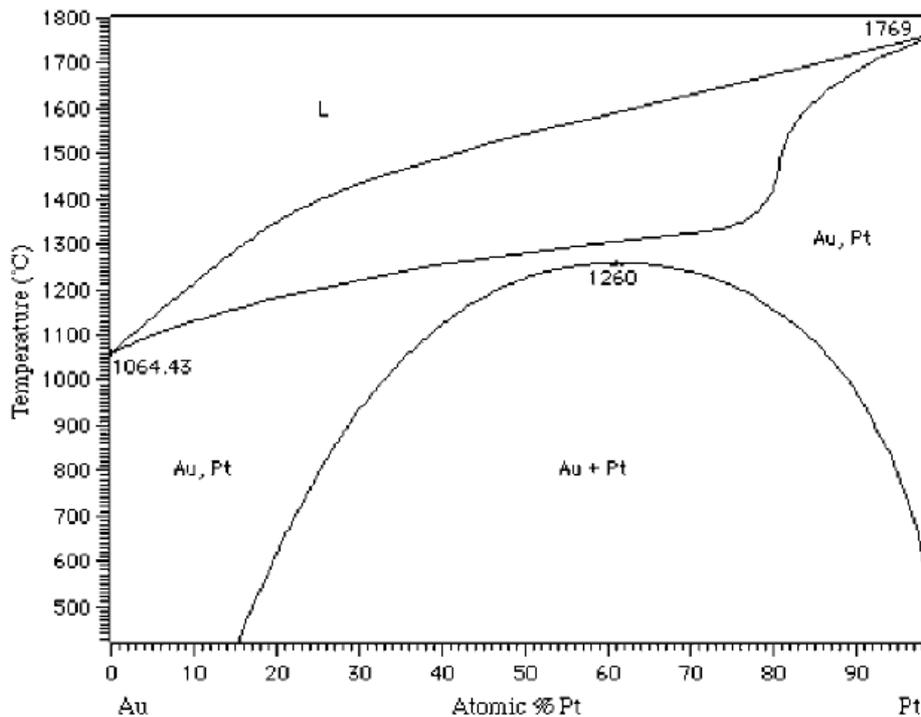


Figure I.12: Diagramme de phase d'équilibre d'alliage binaire: alliage or-platine

Le choix du dépôt du film mince est la co-pulvérisation. Cette méthode permet de mieux contrôler la composition de l'alliage par rapport à une co-évaporation, puisqu'ici une transition en phase vapeur n'est pas requise. Les métaux ont en effet des pressions de vaporisation différentes et ainsi des taux d'évaporation différents.

Des lots de structures tests ont été fabriqués par Coutu et al. pour tester les contacts électriques pour trois dépôts pulvérisés d'alliages différents et l'or (~500Å d'épaisseur). Lors du cyclage de la structure, la tension aux bornes du multimètre reste constante (« hot switching »). Le banc d'essai expérimental est illustré sur la figure I.13.

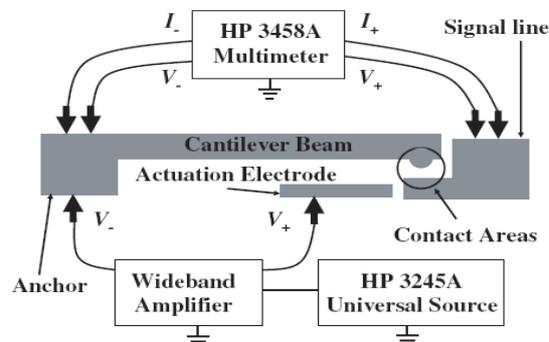


Figure I.13: Banc d'essai expérimental mis au point pour mesurer la résistance de contact (R_c) et collecter les données de cycle de vie du microcommutateur [26].

Les microcommutateurs fabriqués avec des contacts électriques AuPd ou Au-Pt affichent des résistances de contact entre 1.5 et 1.7 Ω et une durée de vie environ 3 fois supérieure à celle des contacts en or pulvérisé (figure I.14). Les microcommutateurs fabriqués avec un alliage ternaire montrent une durée de vie à peu près 6 fois supérieure et une résistance de contact variant de 0.2 à 1.8 Ω . Ainsi l'utilisation d'alliages métalliques permet de durcir l'or. La fiabilité de contact se trouve ainsi améliorée au prix d'une résistance de contact augmentée et d'une force de contact minimale requise plus grande.

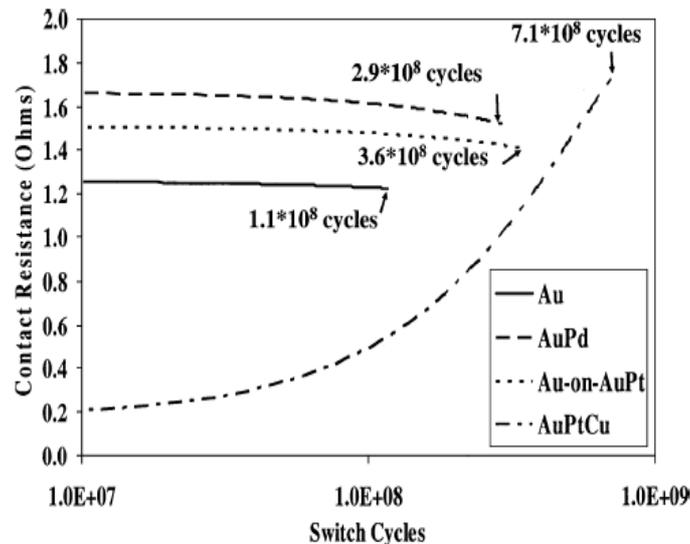


Figure I.14: Résistance de contact en fonction du nombre de cycle d'actionnement du commutateur [29]

Même si l'analyse menée par Coutu et al. semble pertinente, la procédure est à reproduire avec précaution. En effet l'étude se base sur les propriétés du matériau massif et non du matériau déposé en couche mince, alors que des recherches sur les matériaux de contact ont montré que les propriétés des matériaux couche mince diffèrent des propriétés des matériaux massifs.

Plus récemment, des chercheurs anglais [32] ont analysé un microcontact entre de l'or déposé sur une bille et un substrat plan composite or/nanotubes de carbone et l'ont comparé avec un contact or-or. Une forêt dense de nanotube de carbone multi-feuillets verticaux est développée sur du silicium et ensuite recouverte d'or pulvérisé. Le contact utilisant les nanotubes montrent sur mille cycles de chargement une résistance de contact plus stable. Cette amélioration est supposé provenir des déformations élastiques de la sous-couche de nanotubes de carbone qui réduit ainsi les déformations plastiques et donc les phénomènes d'adhésion entre les surfaces de contact en or. Des tests doivent être réalisés sur un nombre de cycles plus réaliste des applications des microcommutateurs MEMS (>10⁶) pour confirmer le potentiel des nanotubes de carbone pour les applications de contact électrique sous faible charge.

1.2.7 CONCLUSION

Un nombre important de facteurs influençant la qualité et la fiabilité de contact a été mis en évidence dans cette partie et souligne la complexité de la physique du microcontact. Le besoin d'étudier chaque paramètre de manière indépendante afin de mieux appréhender leur impact sur la physique du contact est crucial.

Deux critères affectant les performances de contact sont répertoriés : la qualité et la fiabilité de contact. La fiabilité de contact se réfère aux mécanismes de défaillance et devra faire l'objet de mesures expérimentales sur de structures de test pour mieux comprendre les phénomènes physiques. Quant à la qualité du contact, elle est définie par la résistance de contact électrique.

Afin de déterminer une méthodologie appropriée pour déterminer l'aire de contact mécanique puis calculer la résistance électrique de contact de microcommutateurs à une force donnée, des pré-requis en mécanique de contact rugueux, en métrologie et en calcul de résistance de contact électrique sont exposés.

1.3 INTRODUCTION A LA MECANIQUE DU CONTACT

Le contact mécanique peut être défini comme la mécanique d'interaction entre deux corps déformables qui se touche l'un l'autre dans une zone de contact. Lorsque les surfaces des deux solides en contact ne présentent pas un degré de conformité suffisant, la charge transmise se répartit sur une aire de contact de faibles dimensions, qui est une conséquence des déformations associées aux pressions qu'elle subit.

Au sens physique commun, des surfaces en contact ont ces caractéristiques :

- Elles ne s'interpénètrent pas
- Elles peuvent transmettre des forces normales compressives et tangentielles de frottement
- Souvent, elles ne transmettent pas les forces normales en traction et sont donc libres de se séparer et de s'éloigner

Le contact figure comme une non-linéarité sévère, parce qu'il y'a une variation significative de la rigidité à la fois normale et tangentielle dans les zones des surfaces de contact lorsque le statut de contact change (figure I.15). Les changements importants et brutaux de rigidité sont souvent source de grandes difficultés de convergence.

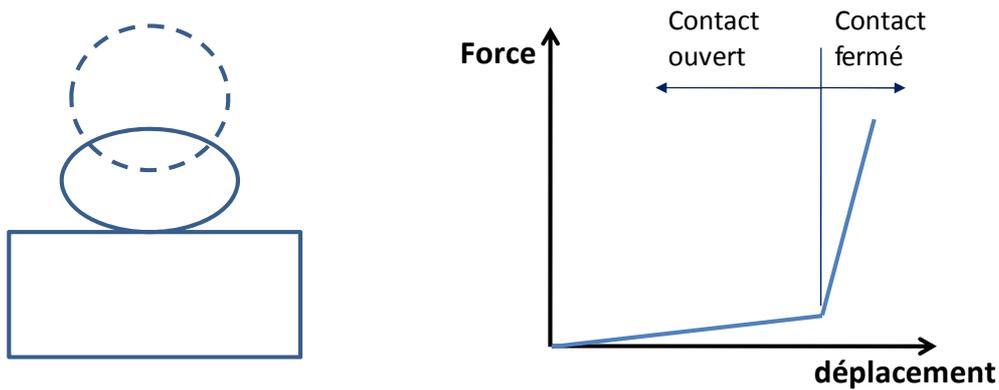


Figure. I.15: Changement de rigidité dans un problème de contact

Les problèmes de contact les plus simples apparaissent lorsque deux surfaces planes et lisses entrent en contact sans frottement sous des conditions statiques (figure I.16(a)). Le problème est linéaire puisque l'aire de contact reste inchangée durant le chargement et est réversible puisque le système est conservatif.

Ensuite si les deux corps qui rentrent en contact présentent des surfaces incurvées, l'aire de contact sera fonction de la charge appliquée et le problème devient non-linéaire (figure I.16(b)). Cependant il sera toujours de nature réversible puisqu'aucune force non-conservative n'intervient dans le modèle.

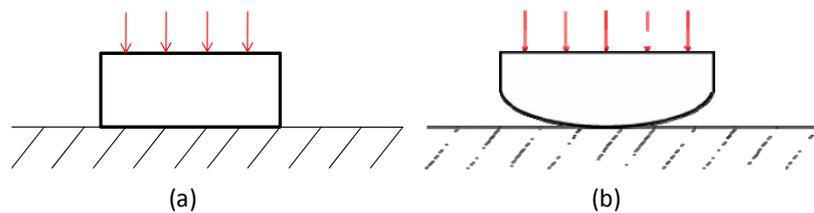


Figure I.16 : Deux classes de contact : le contact conforme (a) et le contact avancé (b)

Le problème devient plus complexe lorsque des frottements apparaissent. Le problème est non-linéaire et irréversible. D'autres non-linéarités peuvent s'ajouter au modèle, comme des non-linéarités de matériau (plasticité, hyper-élasticité, fluage) et géométriques (grandes déformations, grands déplacements, raideur géométrique). La figure I.17 illustre un problème de contact complexe présentant des non-linéarités géométriques et matérielles.

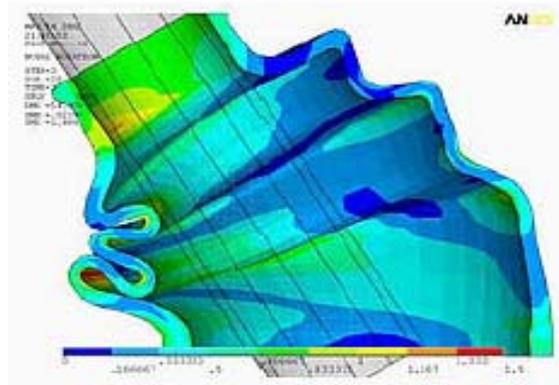


Figure I.17 : Exemple de contact entre un arbre en acier et un soufflet en caoutchouc faisant apparaître des non-linéarités de statut (contact), géométriques (grands déformations) et de matériaux (hyper-élasticité)

Enfin, la présence d'aspérités de surface complique encore le problème de contact, en modifiant la répartition des pressions sur l'aire de contact et en introduisant des sur-contraintes dans les premières couches des matériaux.

I.3.1 LE CONTACT DE HERTZ

Heinrich Hertz fut le premier à traiter le problème de contact entre solides élastiques à surface lisse et sous chargement normal en 1881. Il calcula et vérifia par des mesures expérimentales la distribution de la pression sur la surface de contact, ainsi que la distribution des contraintes dans le corps à l'aide des fonctions du potentiel newtonien. Aujourd'hui, le problème de contact est répertorié comme hertzien s'il satisfait les conditions suivantes :

- ✓ Les matériaux sont homogènes, isotropes, obéissent à la loi de Hooke, et subissent de faibles déformations et rotations (domaine élastique linéaire)
- ✓ Le contact entre les surfaces est sans frottement
- ✓ Les dimensions de la région de contact déformée reste petite comparée au rayon principal des surfaces non-déformées.
- ✓ Les surfaces en contact sont continues et peuvent être représentées par des polynômes du second degré, avant déformation

Avec ces hypothèses, Hertz a trouvé analytiquement la distribution de pression qui satisfait les conditions limites sur la frontière des massifs à l'intérieur et à l'extérieur de l'aire de contact.

Dans le cas général de deux ellipsoïdes en contact, la forme de la surface de contact n'est pas connue à l'avance, mais Hertz a prouvé que l'aire de contact est elliptique et que la distribution de pression est un semi-elliptique (figure I.18).

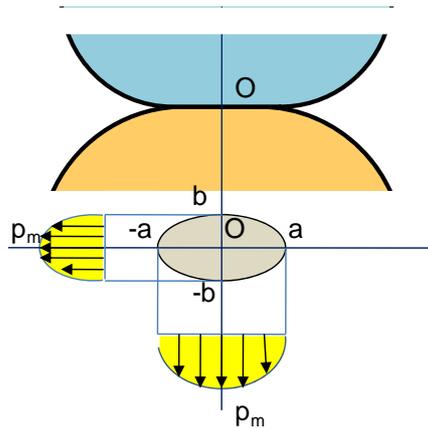


Figure I.18 : La distribution de pression pour un contact hertzien elliptique

Un cas particulier de la théorie de Hertz correspond au cas du contact entre deux sphères, qui conduit à une aire de contact circulaire. Un autre cas particulier est le contact entre deux cylindres à axes parallèles pouvant être considérés infiniment longs. Un tel contact est bidimensionnel, la largeur de contact et la distribution de pression sont constantes selon l'axe. Ce type de contact est dit linéaire. Les paramètres de contact pour le contact circulaire sont résumés sur la figure I.19.

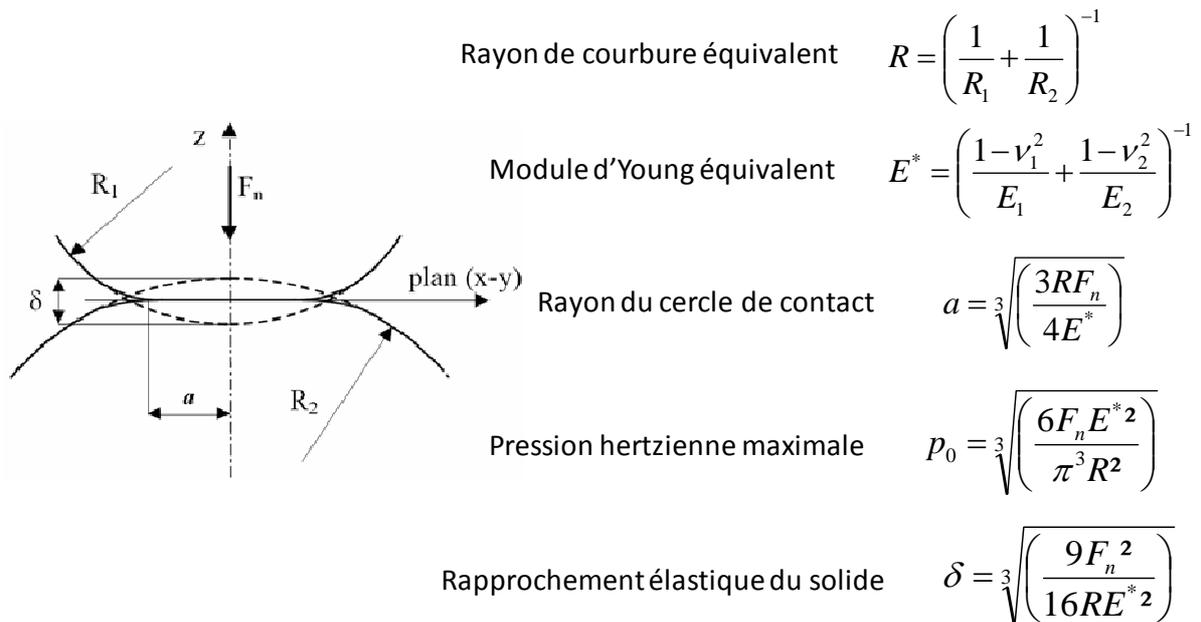


Figure I.19 : Paramètres de contact pour le cas d'un contact entre deux sphères

En pratique, la théorie de Hertz se trouve contredite et inadaptée pour traiter la plupart des problèmes de contact. Une approche plus rigoureuse, incluant notamment l'élastoplasticité est nécessaire pour traiter la grande variété des problèmes de contact. La résolution de ce type de problème requiert généralement l'utilisation de méthodes numériques. Cependant la théorie de Hertz sera souvent utilisée pour étudier le comportement de surfaces rugueuses en contact lorsque la déformation des aspérités sera réalisée dans le domaine élastique.

I.3.2 LES MODELES DE CONTACT RUGUEUX STOCHASTIQUES ET FRACTALS

Nous présentons dans cette section divers modèles théoriques développés pour étudier le contact rugueux ainsi que des modèles numériques utilisant la méthode des éléments finis. Nous présentons de plus en annexe B un modèle permettant d'évaluer simplement l'aire de contact effective d'un microcommutateur MEMS à partir de ces théories.

I.3.2.1 LES TRAVAUX DE BOWDEN ET TABOR

Initialement, Bowden et Tabor (1954) [58] ont considéré que l'aire de contact réelle était très petite par rapport à l'aire apparente ou théorique, d'où des pressions très importantes de telle sorte que la déformation au contact se fait en mode plastique. La pression est alors constante sur tous les points de contact et correspond à la dureté du matériau le plus mou. Ce modèle implique ainsi une relation de proportionnalité entre l'aire de contact et la charge appliquée.

I.3.2.2 DESCRIPTION MULTI-ECHELLE DE LA RUGOSITE

I.3.2.2.1 TRAVAUX INITIES PAR ARCHARD

EN 1957, Archard [43] suggère que les aspérités des surfaces rugueuses doivent être modélisée comme des « protubérances sur protubérances », c'est-à-dire qu'une surface rugueuse est constituée d'aspérités elles-mêmes surmontées d'aspérités de plus en plus petites (figure I.20).



Figure I.20 : Modèle d'Archard

S'il considère que le contact est élastoplastique lors des premiers chargements, les déformations deviennent essentiellement élastiques après un certain temps. Ainsi, avec des hypothèses simplificatrices, Archard a modélisé le contact rugueux dans le cas élastique entre une surface rugueuse et un plan lisse et rigide. Les aspérités hémisphériques ont une distribution en hauteur uniforme. Archard a montré, que pour un niveau de raffinement suffisamment élevé, une relation proportionnelle entre la charge F et l'aire de contact A_c est obtenue :

$$A_c = KF^n$$

Où l'exposant n est inférieur à 1. Plus le nombre de couches d'aspérités est important et plus cet exposant tend vers 1.

On peut reprocher au modèle d'Archard le fait qu'il ne considère que des surfaces idéalisées et ne permette pas de reproduire des profils de surface mesurés.

I.3.2.2.2 DESCRIPTION FRACTALE DE LA RUGOSITE

Une étude plus approfondie pour traiter l'aspect multi-échelle des surfaces rugueuses a été proposée par Majumdar et Bushan [44], et se base sur une description fractale (indépendante de l'échelle) de la surface de contact isotrope. Ils assimilent une aspérité de contact à une longueur d'onde et ensuite utilisent les paramètres de dimension fractale et de rugosité fractale (déterminés à partir du spectre en puissance de la surface) pour obtenir une amplitude d'aspérité associée, ce qui permet de définir la déformation des aspérités (interférence) (figure I.21). Ensuite, ils utilisent la longueur d'onde de l'aspérité et l'amplitude pour obtenir le rayon de courbure de l'aspérité déformée. Avec cette approche, une analyse de Hertz ou un modèle de troncature plastique [45] ont été appliqués à chaque région de contact. Le modèle prédit que tout spot de contact d'aire plus petite que l'aire critique est en contact plastique. Les aires obtenues ont été sommées statistiquement en fonction de la répartition des aires de contact. On obtient ainsi une relation entre l'aire de contact réelle (A_c) et la force appliquée (F):

$$F \propto A_c^{(3-D)/2}$$

D représente la dimension fractale de la surface ($1 < D < 2$)



Figure I.21 : Définition de l'interférence des aspérités avec un plan horizontal

Ce modèle fractal présente l'inconvénient de prédire un pourcentage d'aspérités de contact se déformant plastiquement d'autant plus important que la charge appliquée est faible.

D'autres modèles basés sur une description fractale ont été développés par plusieurs chercheurs [36, 40, 50, 51]. Le travail de Ciavarella [37] semble le plus pertinent. Il s'appuie sur les travaux d'Archard et sur une description fractale de la surface utilisant le profil de Weierstrass, qui consiste à superposer des ondes sinusoïdales d'amplitude et de longueur d'onde progressivement réduites. Il utilise ensuite la solution de Westergaard (1939) appliquée à un contact élastique entre une surface sinusoïdale et un plan pour établir une relation entre l'aire de contact pour une série tronquée à n termes et pour une série tronquée à $(n+1)$ termes. Ces travaux ont permis de mettre en évidence le fait que plus la rugosité est incorporée à un niveau d'échelle élevé dans le modèle (n tend vers l'infini), et plus l'aire de contact tend vers une valeur nulle, ce qui contredit le modèle de Majumdar et Bushan.

I.3.2.3 LE MODELE DE GREENWOOD-WILLIAMSON

I.3.2.3.1 MODELE THEORIQUE

Greenwood et Williamson (1966) [46] ont remarqué que pour la plupart des surfaces considérées, la distribution des hauteurs des sommets d'aspérités était sensiblement

gaussienne. Ils choisissent ainsi un modèle constitué de sphères, toutes de même rayon et distribuées de façon gaussienne autour d'un plan de référence (figure I.22). Ils considèrent ensuite que la déformation d'une aspérité donnée n'est pas influencée par la déformation d'autres aspérités et appliquent le modèle de contact de Hertz. La relation entre charge et aire de contact obtenue est de la même forme que celle d'Archard, avec $n < 1$.

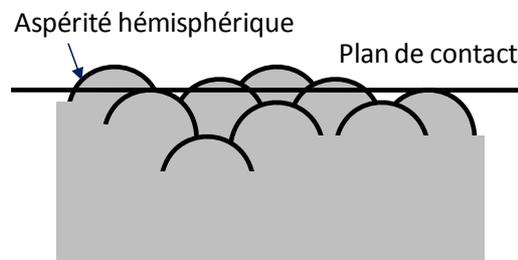


Figure I.22 : Modèle de Greenwood-Williamson

Ils introduisent par la suite un indice de plasticité, fonction de la géométrie des aspérités et des propriétés des matériaux pour caractériser le mode de déformation des aspérités sous la forme :

$$\phi = \frac{E}{HB} \sqrt{\frac{\sigma}{\beta}}$$

Avec Φ l'indice de plasticité, E le module d'élasticité, HB la dureté Brinell, σ l'écart type de la distribution des hauteurs des aspérités et β le rayon de courbure moyen des aspérités.

Ainsi si $\Phi < 0.6$, le mode de déformation des aspérités est principalement élastique, même pour des charges très importantes et si $\Phi > 1$, les aspérités se déforment principalement plastiquement, même pour de faibles charges. Entre ces deux valeurs le contact est élastoplastique. Les déformations élastiques et plastiques sont du même ordre de grandeur et leur importance relative dépend de la charge. Le modèle proposé par Greenwood-Williamson utilise un indice de plasticité indépendant de la charge, si bien que la charge imposée au contact n'a pas d'influence majeure sur les pressions réelles de contact sur les aspérités.

Le modèle de Greenwood et Williamson est simple et général et s'applique à des surfaces rugueuses isotropes. Il a été repris et modifié par de nombreux auteurs tels que Chang, Etsion, Polycarpou, Kogut, Zhao, Jackson.

I.3.2.3.2 AMELIORATION DU MODELE

ERREUR LIEE A L'ESTIMATION DU RAYON DE COURBURE

En pratique, le rayon choisi est le rayon de courbure moyen des aspérités d'un profil de surface mesuré [47]. L'inconvénient de cette approche réside dans la spécification d'un seul rayon de courbure, et donc dans l'ambiguïté de l'échelle. En effet, la détermination d'un

rayon de courbure moyen pour un profil de surface est sensible à l'échelle d'observation [48, 49].

Onions et Archard [53] ont montré par exemple que le modèle de Greenwood et Williamson sous-estime la pression de contact et la probabilité pour les aspérités de se déformer plastiquement. Ces deux auteurs ont repris le modèle d'Archard et ont considéré une répartition gaussienne du profil de la surface, introduisant une fonction d'auto-corrélation, qui permet de rendre compte de l'effet de la répartition horizontale du profil (fréquence ou longueur d'onde).

Nuri et Halling [54] remplacent la distribution gaussienne des hauteurs par la fonction de distribution issue d'un relevé de surface. Leurs résultats sont compris entre les résultats théoriques avec une fonction de répartition gaussienne et ceux avec la répartition mesurée.

Issus de la même démarche, Handzel-Powierza, Klimczak et polijaniuk [55] extraient les données 3D d'un profil de surface rugueuse pour générer une distribution empirique de la hauteur des pics. Leurs résultats sont en bon accord avec l'expérience tant que la surface est isotrope et la charge modérée.

INTRODUCTION D'UN COMPORTEMENT ELASTOPLASTIQUE

Chan, Etsion et Bogy [52] introduisent un comportement élastoplastique des aspérités dans le modèle de Greenwood-Williamson. Il repose sur l'hypothèse de conservation de volume de l'aspérité au-delà de la limite élastique, en vertu du principe de l'imcompressibilité plastique. La distribution de la pression de contact sur la sphère déformée plastiquement est considérée rectangulaire et égale à la pression maximale de Hertz à l'interférence critique. Toutefois ce modèle souffre d'une discontinuité dans le chargement et dans les premières dérivées de la force de contact et de l'aire de contact à la transition élastique-élastoplastique. Bien que ce modèle implique une prépondérance des déformations d'origine plastique au niveau des aspérités, ce modèle est censé couvrir le domaine du contact rugueux compris entre les modèles purement élastiques et les modèles purement plastiques.

La confrontation de ce modèle avec les résultats expérimentaux effectuée par Evseev, Medvedev et Grigoriyan [56] ne donne pas satisfaction. L'application d'une condition purement plastique (incompressibilité) dans un domaine où les déformations élastiques et plastiques sont du même ordre de grandeur s'avère ainsi abusive. Evseev propose ainsi une distribution de la pression uniforme, égale à la pression de Hertz maximale à l'interférence critique, dans la partie centrale de l'aire de contact, et une distribution elliptique de Hertz à l'extérieur de cette zone, partant de la pression maximale et s'atténuant progressivement jusqu'à une valeur nulle à la limite de l'aire de contact.

I.3.2.3.3 INCLUSION DE L'INTERACTION ENTRE ASPERITES DANS LES MODELES DE CONTACT

Zhao [59] a développé un autre modèle élastoplastique semi-analytique qui prend en compte la dépendance de la pression de contact moyenne et de l'aire de contact de façon

continu entre les régimes élastiques, élastoplastique et plastique. Et ensuite, en 2001, Zhao et Chang [60] présente un modèle de microcontact rugueux élastoplastique incluant des interactions entre les aspérités. Ils utilisent alors le principe de St Venant et la formule de Love [70]. Zhao et Chang montrent ainsi que l'interaction entre aspérités peut largement affecter la redistribution de la charge sur les microcontacts. Par contre, leur modèle révèle également que l'interaction entre aspérité peut largement être négligée face aux déformations plastiques des aspérités.

1.3.2.4 LA METHODE DES ELEMENTS FINIS

Les modèles semi-analytiques développés présentent tous l'inconvénient de traiter les déformations des aspérités en utilisant des approximations analytiques et de simplifier les interactions entre aspérités lorsqu'elles sont prises en compte. Par ailleurs ces modèles ignorent la déformation volumique des corps élastiques. Ainsi plutôt que de faire des approximations analytiques, une autre approche consiste à utiliser la méthode des éléments finis (MEF). L'analyse éléments finis permet en effet de considérer l'interaction entre aspérités, de prendre en compte la déformation volumique et de considérer les larges déformations dans les modèles de plasticité. Cependant lors des premières études, même si le calcul éléments finis permettait de modéliser efficacement le contact entre deux solides, il était nécessaire de faire de nombreuses hypothèses afin de réaliser un calcul en un temps raisonnable : généralement les surfaces modélisées étaient lisses et le maillage utilisé trop grossier pour étudier les phénomènes transitoires de manière précise. De plus, le frottement était rarement pris en compte car les modèles étaient en général axisymétriques.

1.3.2.4.1 ANALYSE DU CONTACT DANS LE CAS D'UNE SIMPLE ASPERITE

L'étude du contact élastoplastique pour une simple aspérité a été menée par Kogut et Etsion [63]. Ils réalisent une analyse éléments finis sur une aspérité sphérique ayant un modèle élastique-parfaitement plastique en contact avec un plan rigide. Ce modèle fait apparaître de grandes différences avec les modèles semi-analytiques précédemment développés. En 2005, Jackson et Green [64] utilisent plus d'éléments que le modèle de Kogut et Etsion (figure 1.23) et obtiennent ainsi des résultats pour des interférences plus grandes. Par ailleurs, ils introduisent la dureté du matériau comme un paramètre évoluant en fonction de la géométrie déformée de contact et des propriétés des matériaux.

DISPLACEMENT
STEP=1
SUB =22
TIME=1
DMX =.0024

ANSYS
APR 10 2002
14:37:03

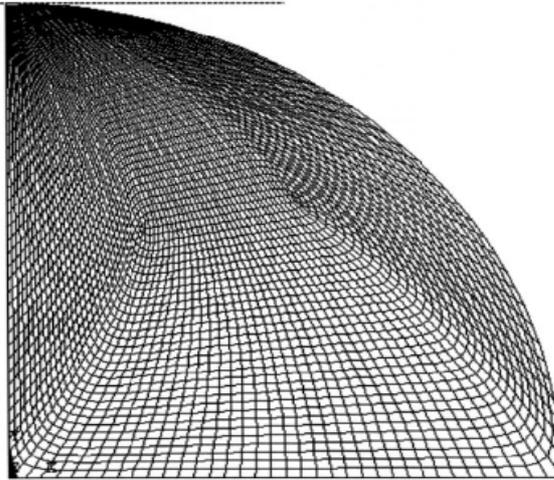


Figure I. 23 : Maillage éléments finis d'une sphère générée dans ANSYS [64]

Ces modèles donnent des résultats satisfaisants mais au prix de nombreuses hypothèses restrictives telles que la plasticité parfaite et l'axisymétrie des problèmes. Les temps de calculs deviennent prohibitifs plus le maillage est raffiné. Les résultats du contact entre deux aspérités peuvent être incorporés dans un modèle statistique pour le calcul d'un contact rugueux réel (Kogut et Etsion [65], Kucharski [66])

I.3.2.4.2 ANALYSE DU CONTACT RUGUEUX EN 2D

Certaines analyses éléments finis modélisent directement les contacts avec plusieurs aspérités, mais sont limitées à des problèmes en deux dimensions. Cette approximation de représentation d'une surface rugueuse par un profil 2D est raisonnable pour des surfaces isotropes. Komvopoulos et Choi [67] ont ainsi utilisé la MEF en déformation plane pour étudier le contact entre un massif semi-infini élastique et une surface rugueuse rigide, constituée d'un système régulier d'aspérités de forme circulaire de même rayon et de même hauteur. Ils analysent les effets de largeur et de rayon d'aspérité, de profondeur d'indentation des microcontacts sur la pression, la charge et la contrainte. Plus récemment, Sabelkin et Mall [68] ont introduit les déformations plastiques et du frottement.

I.3.2.4.3 ANALYSE DU CONTACT RUGUEUX EN 3D

Avec le progrès réalisé au niveau du calcul informatique, la méthode des éléments finis peut être utilisée pour étudier le contact rugueux avec une multitude d'aspérités de contact et avec des déformations mixtes élastoplastiques. Sahoo et Ghosh [71] ont réalisé une analyse éléments finis de contact en modes élastique et élastoplastique en négligeant l'adhésion et les frottements entre une surface rugueuse définie par une représentation fractale et une surface plane rigide et lisse. L'outil de simulation éléments finis utilisé est le logiciel commercial ANSYS. Les surfaces rugueuses sont générées en utilisant une fonction de Weierstrass-Mandelbrot modifiée à deux variables avec des paramètres fractals donnés

(figure I.24). L'analyse a été validée avec des résultats expérimentaux disponibles dans la littérature et étudie l'influence des paramètres de surface fractale et des propriétés des matériaux, notamment du module tangent du comportement contraintes-déformations en mode élastoplastique.

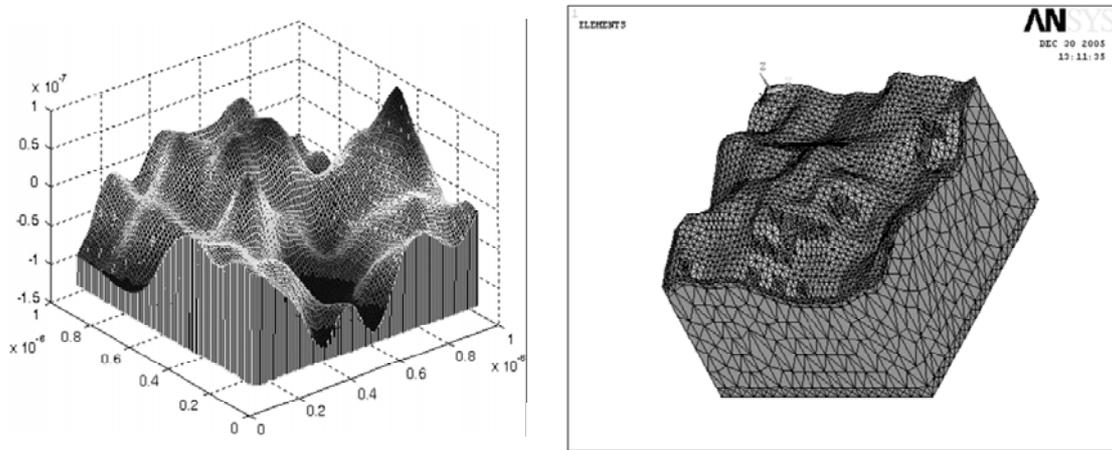


Figure I. 24 : Surface générée par une fonction de Weierstrass-Mandelbrot et maillage éléments finis du solide rugueux [71]

1.3.2.5 CONCLUSION

De nombreux auteurs se sont investis pour modéliser le contact mécanique entre surfaces rugueuses. La modélisation analytique du contact rugueux est très complexe et doit obligatoirement réaliser des approximations analytiques. Ainsi les modèles analytiques développées pour être appliqués doivent vérifier les hypothèses de validité. La modélisation numérique permet de s'affranchir en grande partie de ces hypothèses.

1.4 INTRODUCTION A LA METROLOGIE

Une description précise de la topographie de la surface réelle pour déterminer la forme, la distribution en hauteur des aspérités, peut permettre d'améliorer la prévision de l'aire de contact réelle.

1.4.1 MESURE DE LA RUGOSITE

Différentes techniques existent pour mesurer la rugosité de surface : des techniques non-destructives (sans contact), telles que le profilomètre optique ou le microscope à force atomique (AFM), et des techniques à contact mécanique, tel que le profilomètre mécanique. Ces techniques sont réalisées avec différentes dimensions de capture et résolutions latérales. Le profil une fois acquis, un traitement mathématique est réalisé pour extraire différents paramètres. La mesure de rugosité consiste ainsi en du traitement de signal sur des profils. La difficulté pour appréhender la rugosité vient du fait que c'est un paramètre statistique et donc le signal brut peut être interprété de différentes façons. Suivant le (ou les) filtres que l'on applique et les aspérités auxquelles on s'intéresse, les paramètres de rugosité extraits (moyenne des hauteurs des différentes saillies, hauteur de la plus grande

saillie, plus grande amplitude entre la hauteur d'une saillie et la profondeur d'un creux, nombre de saillies qui dépassent un certain seuil...) seront différents. Aucun critère n'est plus pertinent qu'un autre, tout dépend de l'application visée.

Nous retiendrons les paramètres de rugosité suivants, illustrés sur la figure I.25 :

- La rugosité arithmétique moyenne : $R_a = \frac{1}{L} \int |y| ds$
- La hauteur R_p du pic maximal : $R_p = y \max$
- La hauteur R_c du creux maximal : $R_c = |y \min|$
- La rugosité totale R_t : $R_t = R_p + R_c$
- La rugosité quadratique moyenne R_q : $R_q = \sqrt{\frac{1}{L} \int y^2 ds}$
- L'ondulation moyenne l_a : il s'agit de la moyenne des espaces entre les pics. Cela correspond à une description « basse fréquence » de la rugosité qui est relative à la planéité.

Un paramètre incontournable dans la mesure de rugosité est la longueur d'onde limite (ou cut-off) λ_c , puisqu'il permet de discriminer la rugosité de l'ondulation et correspond ainsi à une description « haute fréquence » de la rugosité. Le choix du cut-off dépend théoriquement de la nature du profil (périodique ou pas) et de sa structure. Pour notre cas d'étude, le choix de ce paramètre sera très controversé.

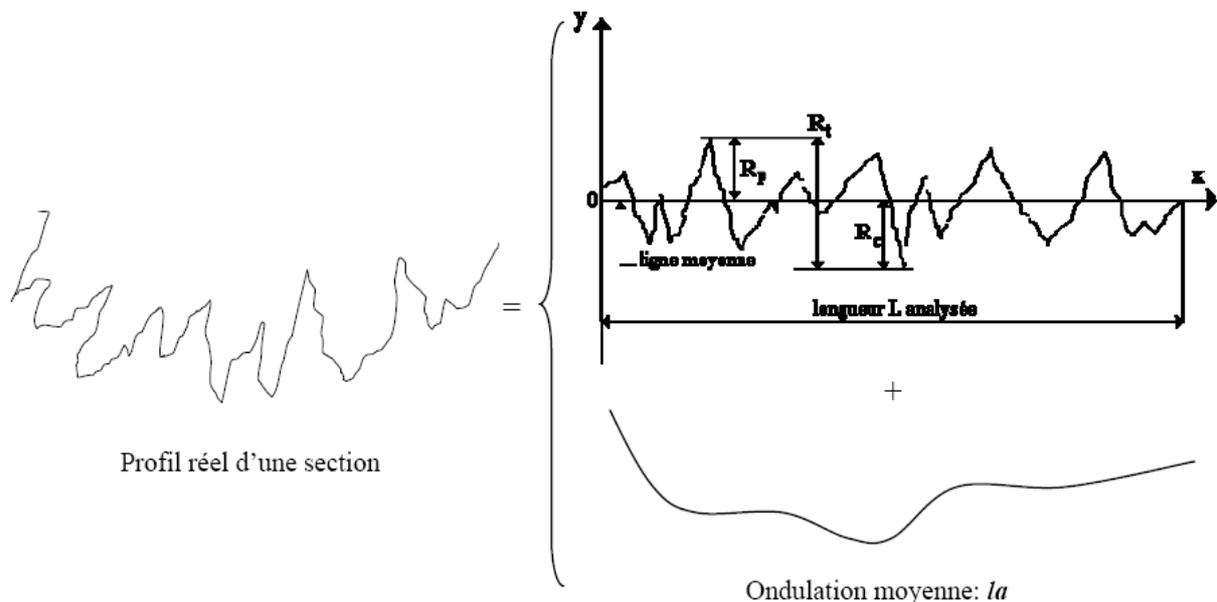


Figure I.25 : Décomposition de la rugosité en deux parties : basse fréquence et haute fréquence

En effet, de nombreuses études mettent en avant le fait que les paramètres statistiques utilisés dans les modèles de contact stochastiques sont dépendants de l'échelle, et donc de la résolution de l'instrument de mesure [38] ou de la discrétisation des données mesurées.

Il n'est pas évident de déterminer une longueur limite en dessous de laquelle les caractéristiques de la surface peuvent être ignorées. Dans tous les cas, et selon Persson [40], une longueur de coupure limite devrait exister pour tout système physique en raison de la présence d'une longueur limite caractéristique de la texture de surface.

I.4.2 CHOIX DE L'OUTIL DE MESURE

Les différences observées dans les mesures des paramètres de rugosité avec trois instruments de mesures différents (le profilomètre mécanique, le profilomètre optique et l'AFM) peuvent être expliquées par des résolutions spatiales différentes pour chaque instrument [34].

Le profilomètre mécanique de la plateforme technologique du LAAS (modèle KLA-Tencor P15) est équipé d'une pointe en diamant de rayon de courbure $2\mu\text{m}$. La charge exercée sur le stylet est comprise entre 0.5mg et 20mg. Les bruits basse fréquence et haute fréquence peuvent être éliminés des profils de rugosité mesurés grâce à une technique de filtrage.

Le profilomètre optique (Wyko NT1000, Veeco Instrumentation) équipé d'un objectif à grossissement x40 réalise des longueurs de scan de $248\mu\text{m} \times 239\mu\text{m}$ avec un intervalle de résolution de $1\mu\text{m}$.

L'AFM est doté d'une pointe en Silicium de rayon 6.8nm, la force normale appliquée est de l'ordre du nanonewton et les dimensions de scan varient entre $100 \times 100\text{nm}^2$ à $90 \times 90\mu\text{m}^2$, chaque mesure contenant 256x256 ou 512x512 données points.

De ces trois instruments, l'AFM est celui qui offre la meilleure résolution et permet de réaliser des mesures de rugosité à haute fréquence. D'après Bhushan et al. [35], lorsque deux surfaces rugueuses entrent en contact, le contact a lieu premièrement sur les nano-aspérités détectées par l'instrument à résolution à échelle nanométrique (AFM) et la majorité des déformations sont plastiques. Quand la charge augmente, les nano-aspérités continuent à se déformer facilement pour finalement composer des micro-aspérités plus larges. Puisque la plupart des déformations a lieu au niveau des nano-aspérités de contact, des instruments capables de mesurer la rugosité à haute fréquence sont recommandés.

La figure I.26 présente un relevé AFM de l'état de surface d'or pulvérisé d'épaisseur $1\mu\text{m}$ déposé sur substrat en silicium. Les dimensions de l'échantillon sont $500 \times 500\text{nm}^2$. L'acquisition AFM contient 256x256 données point, soit un pas de résolution proche de 2nm. Le fichier ASCII correspondant est traité en code MATLAB pour obtenir une matrice de hauteur de dimension 256 x256.

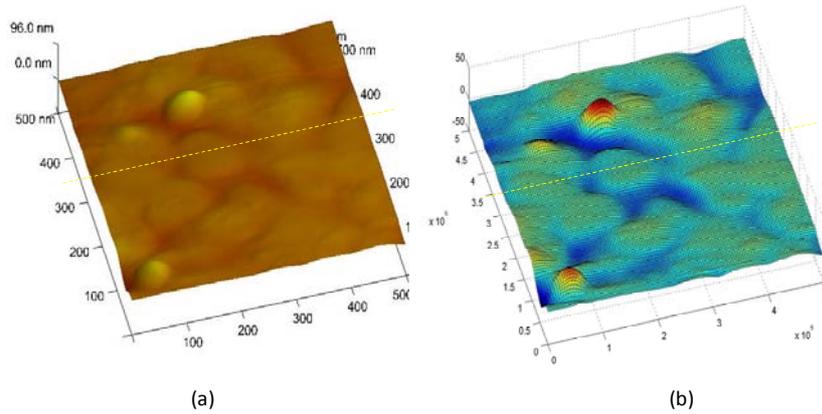


Figure I.26 : Relevé topographique AFM (a) traité avec MATLAB (les dimensions sont en nanomètre) (b) $R_a=3\text{nm}$, $R_q=4\text{nm}$, $R_p=33\text{nm}$ et $R_c=21.5\text{nm}$

Un profil 2D est extrait de la matrice précédente à $Y=292\text{nm}$ pour extraire les données pertinentes de la géométrie de l'aspérité telles que la hauteur, le rayon de courbure ou la pente de l'aspérité. Il est illustré sur la figure I.27.

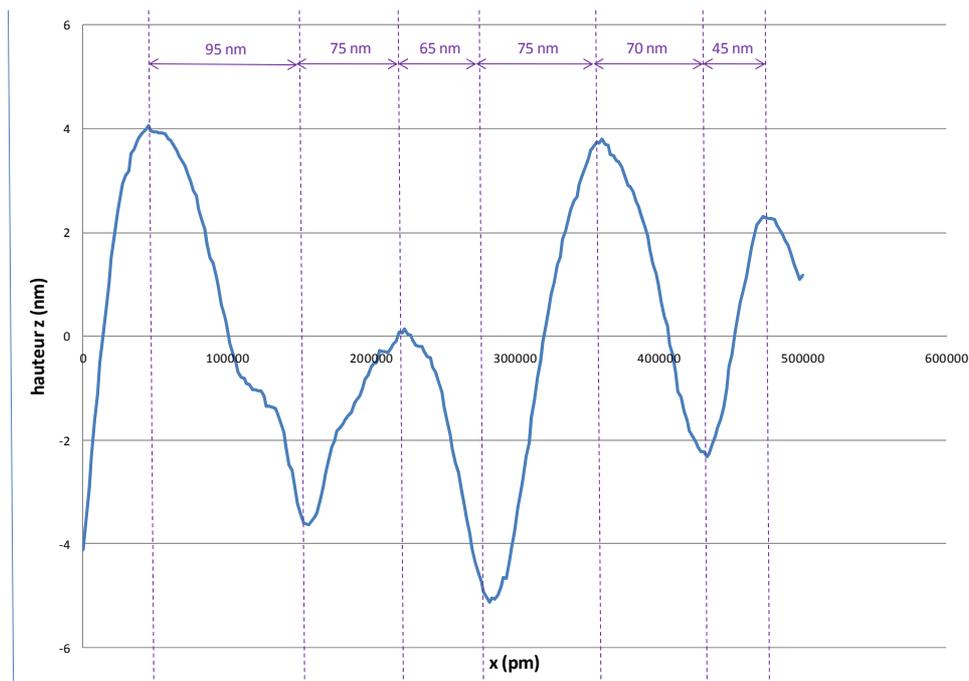


Figure I.27 : Profil 2D extrait du relevé topographique de l'échantillon d'or

Ce profil met en évidence une largeur moyenne d'aspérité de 140nm . Ainsi ce relevé révèle qu'un instrument de mesure ayant un intervalle de résolution inférieur à 60nm devra être utilisé. Ainsi l'utilisation de l'AFM sera privilégiée devant celle du profilomètre optique ayant une longueur de scan limite de $1\mu\text{m}$ et devant celle du profilomètre mécanique. L'AFM présente par ailleurs l'avantage de pouvoir acquérir des profils 3D, ce qui s'avère être indispensable dans une analyse déterministe. Pour finir, les valeurs mesurées à L'AFM

peuvent permettre de déduire la dimension fractale D à l'aide d'un logiciel intégré dans l'AFM [14].

I.4.3 APPROCHES STATISTIQUES ET DETERMINISTES POUR DECRIRE LA RUGOSITE DE SURFACE

La description d'une surface rugueuse peut être soit statistique et basée sur une analyse stochastique soit déterministe et impliquer la topographie de surface réelle [41]. La figure I.28 illustre ces deux surfaces rugueuses : stochastique et déterministe.

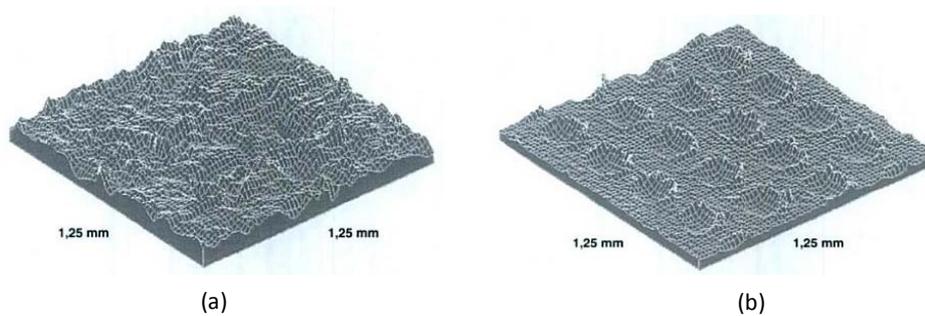


Figure I.28 : Exemple de surface aléatoire ou stochastique (a) et déterministe (b)

Les fondements de l'approche statistique dérivent de l'observation des surfaces produites par des procédés de fabrication standards qui sont caractérisées par une topographie aléatoire. L'approche statistique inclut tous les modèles pour lesquels la surface est décrite par des paramètres statistiques (déviations standard, courbure moyenne d'aspérité) et des fonctions de distribution de hauteurs d'aspérités (par exemple distribution gaussienne). Il est bien connu que le modèle de contact mécanique va dépendre de la manière dont la rugosité de surface sera mathématiquement décrite et l'exactitude de l'approche statistique est dépendante des hypothèses faites sur la forme des aspérités et leur distribution en hauteur qui parfois ne sont pas si immédiates. Même si l'approche statistique se réfère à un nombre de paramètres moins importants et permet de résoudre des problèmes de contact plus rapidement, on préférera souvent utiliser une approche déterministe pour mieux décrire les surfaces.

I.4.4 DESCRIPTION FRACTALE DE LA SURFACE

Une approche fractale a également été proposée pour décrire la rugosité pour une topographie de surface aléatoire. En général, une surface rugueuse avec une échelle de rugosité multiple peut être modélisée par des fractales. La géométrie fractale, popularisée par Mandelbrot, considère la rugosité de surface comme le produit de microstructures répétées et essaie de quantifier la nature multi-échelle de la topographie de surface en se référant à des paramètres fractals indépendants de l'échelle. Le concept de fractales auto-similaires est souvent utilisé pour modéliser des films microélectroniques [71-73]. La surface rugueuse est ainsi représentée par une fonction de Mandelbrot-Weierstrass:

$$f(x) = \sum_{n=-\infty}^{\infty} b^{-n(2-D)} [1 - k \cos(b^n x + \Phi)]$$

$f(x)$ est le profil de la surface rugueuse, b détermine la densité des fréquences dans le profil, et varie typiquement entre 1.1 et 3.0. D est la dimension fractale, qui varie entre 1 et 2 et Φ est une phase générée aléatoirement. Le paramètre k peut être utilisé pour atténuer le profil. Généralement pour des surfaces régulières k est fixé à 1 et b à 2.

L'avantage de cette description est qu'elle est indépendante de l'échelle d'observation et contrairement à une approche statistique, elle fournit une information spatiale.

I.5 INTRODUCTION A LA RESISTANCE DE CONTACT ELECTRIQUE

I.5.1 INTRODUCTION

La résistance électrique de contact de surfaces rugueuses joue un rôle très important dans la fiabilité de microcommutateurs MEMS RF. Le contact entre deux corps rugueux apparait en un nombre discret de spots issus du contact mécanique des aspérités de surfaces comme l'illustre la figure I.29. Dans une jonction électrique, les lignes de courant se resserrent pour passer à travers les spots de contact isolés. L'étranglement des lignes de courant électrique à travers les spots réduit le volume de matériau utilisé pour la conduction électrique et ainsi augmente la résistance électrique.

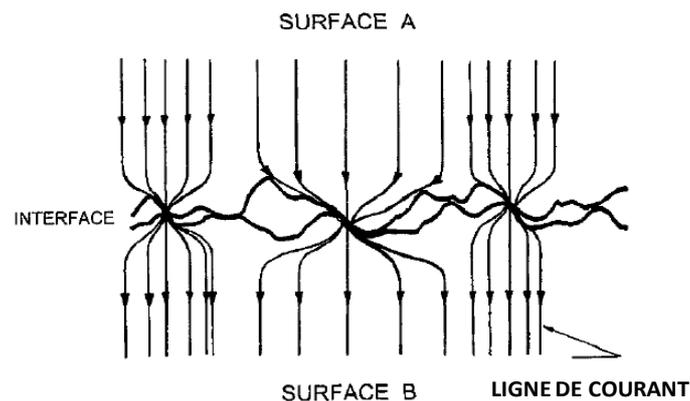


Figure I.29 : Illustration de l'interface de deux corps rugueux conducteurs massifs

La modélisation de la résistance de contact électrique doit prendre en compte le mode de transport des électrons à travers les différents passages conducteurs, la présence d'interactions entre les différents spots de contact, ainsi que la résistance de film de contamination.

Généralement, les commutateurs MEMS sont des dispositifs électrostatiques qui produisent de faibles forces de contact de l'ordre de quelques dizaines de μN à quelques mN . Ainsi, négliger le transport balistique des électrons ou bien la résistance de films contaminants risquerait de sous estimer la résistance de contact de ces dispositifs.

I.5.2 CALCUL DE LA RESISTANCE DE CONTACT ELECTRIQUE

La résistance de contact R_c est la somme d'une résistance de constriction R_c du au passage du courant à travers l'aire de contact électrique et d'une résistance de film surfacique R_{cf} du à la présence d'un film isolant à la surface du contact:

$$R_c = R_c + R_{cf} \quad (1)$$

I.5.2.1 CALCUL DE LA RESISTANCE DUE AU PASSAGE DU COURANT ELECTRIQUE

Lorsque le rayon de l'aire de contact a est comparé au libre parcours moyen de l'électron (l_e), plusieurs modes de transport électronique sont définies (figure I.30):

- Balistique si $l_e > a$
- Quasi-balistique si $l_e \approx a$
- Diffusif si $l_e \ll a$

Le libre parcours moyen pour la plupart des métaux approche 500Å.

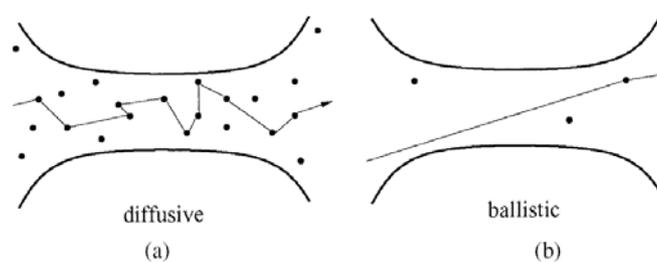


Figure I.30 : Illustration du mode de transport des électrons diffusif (a) et balistique (b) dans un conducteur

I.5.2.1.1 REGIME LOCALEMENT OHMIQUE

MODELE A UN SEUL PASSAGE

Ce premier modèle de résistance de contact électrique a été développés par Holm [19] qui observa la présence d'une résistance de constriction entre des électrodes en contact sur une surface finie et parfaitement lisse. Considérons un spot de contact. Pour simplifier l'évaluation de la résistance de constriction, le spot est supposé circulaire. La résistance électrique R_c , engendrée par un étranglement circulaire dans un conducteur cylindrique de résistivité ρ et de rayon R peut être calculée en résolvant une équation de Laplace avec des conditions aux limites appropriées (figure I.31). Si $a \ll R$, on obtient l'expression de résistance de constriction R_{cD} (transport diffusif) entre deux corps semi-infinis séparés par un étranglement circulaire de rayon a .

$$R_{cD} = \frac{\rho}{2a} \quad (2)$$

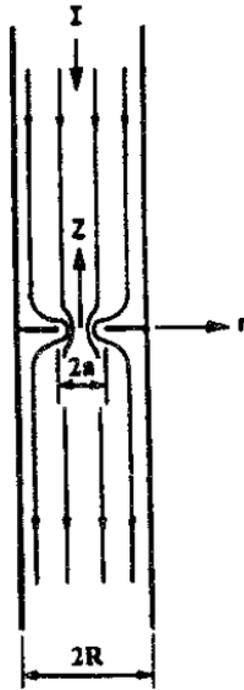


Figure I.31 : Cylindre conducteur de rayon R comportant un étranglement de rayon a

La résistance de Holm apparaît uniquement lorsque la taille du contact est plus large que le libre parcours moyen des électrons ($l_e \ll a$).

Dans le cas, où les deux électrodes sont constituées de matériaux différents de résistivité ρ_1 et ρ_2 , on définit une résistivité équivalente ρ_e .

$$\rho_e = \frac{\rho_1 + \rho_2}{2} \quad (3)$$

MODELE A PLUSIEURS PASSAGES

Si les électrodes communiquent par plusieurs passages, la démarche la plus simple consiste à considérer la conductance $1/R_{cdt}$ de l'ensemble égale à la somme des conductances $1/R_i$ des différents passages :

$$\frac{1}{R_{cdt}} = \sum_i \frac{1}{R_i} \quad (4)$$

Cette expression reste valable si les différents passages sont suffisamment petits et éloignés les uns des autres pour ne pas interagir. On parle ici d'interaction faible entre les contacts.

Lorsque cette dernière condition cesse de s'appliquer on parle d'interaction forte entre les aspérités. Le problème n'est en principe plus soluble analytiquement. Toutefois, certains auteurs trouvent des solutions approchées.

HOLM

Pour n passages circulaires identiques de rayon a, uniformément répartis dans un disque de rayon R, Holm [19] prédit une résistance R_{cDH} :

$$R_{cDH} = \frac{\rho}{2na} + \frac{\rho}{2R} \quad (5)$$

Le premier terme correspond à la résistance de n spots de contact en parallèle, alors que le second terme correspond à la résistance d'interaction (relation imprécise pour le cas limite de $R=a$ et $n=1$).

GREENWOOD

Selon Greenwood [77], la résistance électrique de contact est due à la résistance de constriction de microcontacts individuels et de leur interaction. Seulement, dans l'étude classique de Greenwood et Williamson [46] sur l'aire de contact réelle, les microcontacts sont considérés comme étant suffisamment éloignés les uns des autres et ainsi le passage du courant est indépendant de la distribution spatiale des microcontacts. Cette hypothèse est respectée tant que la force de contact est suffisamment faible de telle sorte que l'aire de contact électrique représente seulement une petite portion de l'aire de contact apparente et que la distance moyenne entre microcontacts voisins est plus grande que la taille moyenne des micro-spots. Greenwood et Williamson reprennent les hypothèses suivantes dans leur modèle:

- 1) les surfaces en contact sont isotropes avec une rugosité de surface connue
- 2) tous les pics d'aspérités surfacique sont sphériques et de même rayon de courbure
- 3) la hauteur des aspérités est distribuée aléatoirement
- 4) les aspérités sont éloignées les unes des autres et indépendantes
- 5) la déformation du matériau a lieu seulement au niveau des aspérités
- 6) aucun phénomène d'échauffement ne survient

Greenwood obtient l'expression suivante de la résistance de contact [77], en notant a_i les rayons des différents spots de contact et d_{ij} la distance séparant les centres des spots i et j .

$$R_{cDG1} = \frac{\rho}{2\sum a_i} + \frac{\rho}{\pi} \frac{\sum \sum_{i \neq j} \frac{a_i a_j}{d_{ij}}}{(\sum a_i)^2} \quad (6)$$

On reconnaît encore ici les résistances élémentaires en parallèle et la résistance d'interaction. Si on suppose aucune corrélation entre le rayon d'un spot et sa position, on peut, en première approximation, remplacer les a_i par leur moyenne a et on obtient :

$$R_{cDG2} = \frac{\rho}{2na} + \frac{\rho}{\pi n^2} \sum \sum_{i \neq j} \frac{1}{d_{ij}} \quad (7)$$

Enfin, dans le cas où les spots de contact sont uniformément répartis à l'intérieur d'un disque de rayon R, Greenwood calcule la double somme comme étant égale à $16n^2/3\pi R$ et obtient l'expression suivante de la résistance :

$$R_{cDG} = \frac{\rho}{2na} + \frac{16\rho}{3\pi^2 R} \quad (8)$$

Cette relation est très proche de celle de Holm puisque $16/3\pi^2=0.5404$.

BOYER

Afin de s'affranchir des imprécisions des expressions précédentes aux limites, Boyer, Noel et Houzé ont proposé l'expression suivante [78]

$$R_{cDBoyer} = \frac{\rho}{2na} + \frac{\rho}{2R} \left(1 - \frac{1}{\sqrt{n}} \left(n \frac{a^2}{R^2}\right)^{\frac{\sqrt{n}-1}{2}}\right) \quad (9)$$

qui présente un comportement satisfaisant dans la situation limite $R=a$ et $n=1$.

I.5.2.1.2 REGIME BALISTIQUE

MODELE A UN SEUL PASSAGE

Lorsque $l_e > a$, la forme de la loi d'Ohm ne s'applique pas dans la région voisine du passage du courant et chacune des deux électrodes est considéré comme un réservoir d'électrons [82]. L'équation (10) ou résistance de Sharvin [75] est une approximation semi-classique de la résistance de contact pour des électrons à comportement balistique:

$$R_{cB} = \frac{4\rho K}{3\pi a} \quad (10)$$

où r_{cB} est la résistance de Sharvin et K est le nombre de Knudsen donné par : $K = \frac{l_e}{a}$

MODELE A PLUSIEURS PASSAGES

Si le contact est établi sur plusieurs aspérités de contact, le modèle de régime balistique reste valide si le rayon effectif de l'aire de contact comprenant tous les passages est inférieure au libre parcours moyen des électrons (figure I.32). L'expression (10) sera alors utilisée en remplaçant a par a_{eff} .

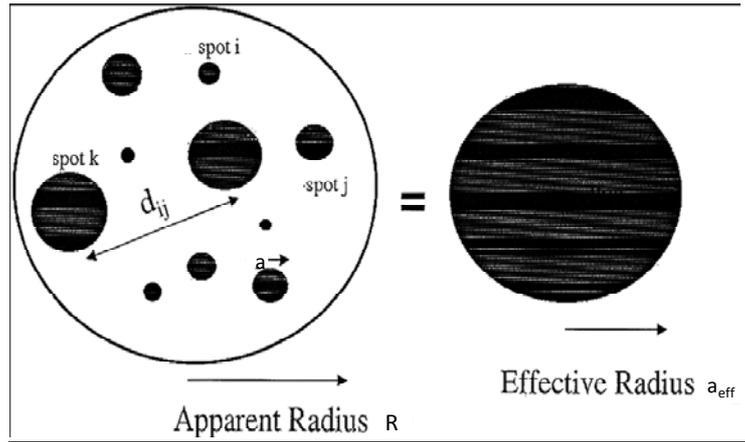


Figure I.32 : Modèle d'aire de contact avec aspérités multiples et une seule aspérité d'aire effective [81]

I.5.2.1.3 REGIME INTERMEDIAIRE

Dans la situation intermédiaire où ℓ_e et a sont du même ordre de grandeur, aucune des deux approches précédemment décrite n'est satisfaisante. Pour aborder le problème, Wexler résout une forme linéarisée de l'équation de Boltzmann au moyen d'une méthode variationnelle pour assurer la continuité du comportement de conduction entre le régime diffusif et balistique [82]. La résistance de Wexler est issue de l'interpolation entre les régions du transport balistique et diffusif des électrons :

$$R_w = \frac{4\rho K}{3\pi a} \left[1 + \frac{3\pi}{8} \Gamma(K) \frac{a}{\ell_e} \right] \quad (11)$$

$$R_w = R_{cB} + \Gamma(K) R_{cD} \quad (12)$$

où R_w est la résistance de Wexler et $\Gamma(K)$ est une fonction Gamma variant lentement en fonction de l'ordre de grandeur de K [76].

$$\Gamma(K) = \frac{2}{\pi} \int_0^{\infty} e^{-Kx} \text{Sinc}(x) dx \quad (13)$$

Où $\text{Sinc}(x)$ est définie comme étant égale à 1 à $x=0$ et égale à $\text{Sin}(x)/x$ pour $x \neq 0$ et est résolue à l'aide d'une formule d'intégration numérique récursive de Newton-Cotes (figure I.33).

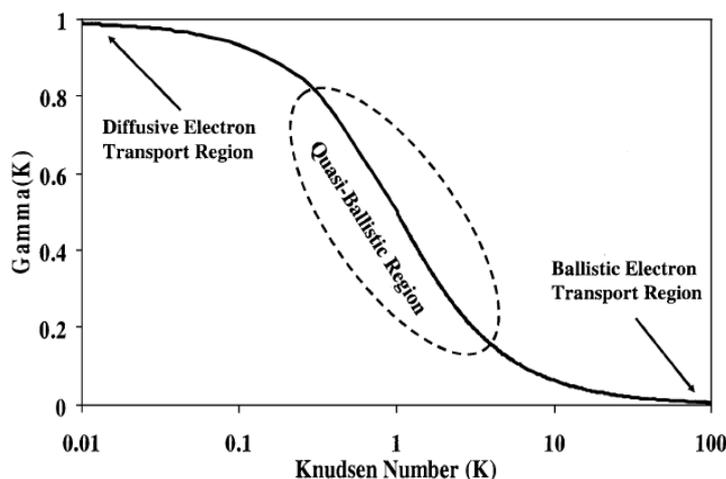


Figure I.33 : Graphe de la fonction Γ en fonction du nombre de Knudsen, dérivée de Mikrajuddin et al.

I.5.2.2 INFLUENCE DES FILMS MINCES DE CONTAMINATION

Les modèles présentés ci-dessus négligent la présence d'un fin film isolant en surface. Or quelque soit la méthode de nettoyage employée, tout matériau de contact dans l'air, adsorbe des composés chimique en surface. Ces films créent une résistance électrique qui peut être une source de défaillance dans certains cas. Ces couches sont suffisamment fines pour que les électrons les traversent par effet tunnel. La résistivité surfacique λ dépend de la nature du contaminant et de son épaisseur. Si une couche d'isolant est présente, la résistance R_{cf} apparaissant entre les deux surfaces s'écrit :

$$R_{cf} = \frac{\lambda}{\pi a^2} \quad (14)$$

Dans le cas de n contacts élémentaires de rayon a , la résistance R_{cf} due à une couche d'oxyde existant à l'interface s'écrit :

$$R_{cf} = \frac{\lambda}{n\pi a^2} \quad (15)$$

I.5.3 INFLUENCE DE L'ÉPAISSEUR DU FILM METALLIQUE

Un paramètre souvent oublié dans les calculs analytiques de résistance électrique est l'épaisseur finie du matériau de contact. Les formulations de Holm se basent sur l'hypothèse de corps conducteurs semi-infini et ne sont donc plus valides lorsque l'épaisseur du film est du même ordre de grandeur que la taille du spot de contact. Norberg et al [80] montre l'importance de prendre en considération les effets de résistance appropriés pour des contacts sur films fins. Ils indiquent pour un membre de contact les erreurs produites en utilisant la théorie conventionnelle de Holm pour des contacts électriques et démontrent que l'épaisseur du film d doit être au moins égale à 10 fois le rayon de contact a pour réduire l'erreur à moins de 10%. La figure I.34 illustre les densités de courant pour deux épaisseurs

de film métallique différentes (1000 et 1 μm). Dans le cas (a), la structure peut être considérée comme semi-infinie et la formule de Holm peut être utilisée. Dans le cas (b), la distribution du courant est perturbée. La densité de courant est très faible au centre de l'aire de contact. La formule de Holm n'est plus appropriée dans ce cas-ci et une formulation de propagation de résistance du cylindre à la couche mince métallique devra être appliquée préférentiellement. Norberg et al fournissent une formule simple avec des facteurs de correction pour plusieurs valeurs des paramètres d et a .

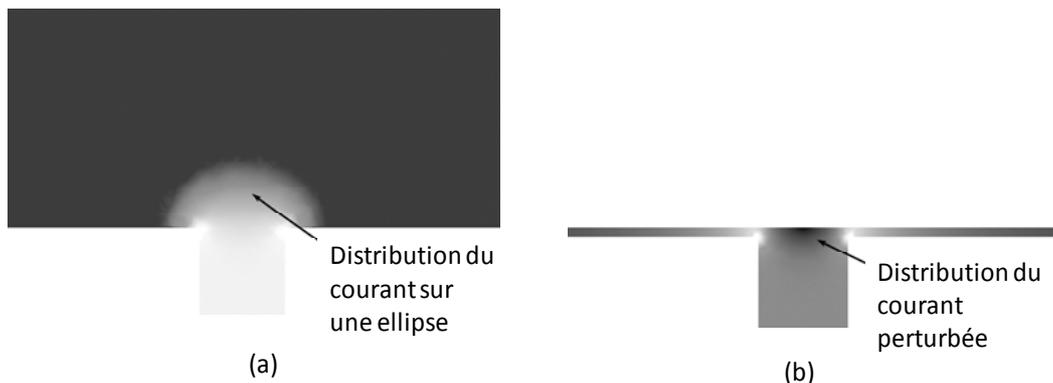


Figure I.34 : Modèle éléments finis représentant la densité de courant pour une épaisseur de film d de 1000 μm et un rayon de contact a de 5 μm (a), pour une épaisseur de film d de 1 μm et un rayon de contact a de 5 μm (b) [80]

L'étude de Norberg et al traitent seulement le cas de spot unique d'aire équivalente, or dans un cas plus réaliste le contact s'établit sur plusieurs micro-spots de contact. Par ailleurs, dans le cas d'un contact sur plusieurs spots, la taille du spot peut devenir inférieure au libre parcours moyen de l'électron et impliquer alors la formule de résistance de Sharvin, ce qui n'est pas traitée ici.

I.5.4 CONCLUSION

En conclusion, à travers les différents modèles présentés, la résistance de contact selon un ou plusieurs passages, en modes diffusif ou balistique, peut être déterminée en fonction des différents régimes de déformations des aspérités. Il suffit de calculer le rayon de l'aire de contact en fonction du régime de déformation, puis de déterminer le mode de transport des électrons à l'interface de contact, pour enfin ajouter la composante multi-contact, en choisissant le modèle le mieux adapté en fonction de la présence ou non d'interaction entre les différentes aspérités.

Les chercheurs souvent pour simplifier les calculs déterminent la résistance de contact en considérant soit une interaction faible où tous les spots de contact conduisent le courant en parallèle sans corrélation entre eux, ou une interaction forte avec un rayon effectif, déterminé à partir de tous les spots de contact. Majumdar et al. [14], par exemple, prédisent

une résistance de contact plus faible avec le modèle d'interaction faible et une résistance de contact plus élevée avec le modèle d'interaction forte.

1.6 CONCLUSIONS

Dans ce chapitre, un premier tour d'horizon sur la physique du contact des microcommutateurs MEMS RF nous a permis de mettre en évidence les facteurs majeurs affectant la valeur de la résistance de contact (propriétés des matériaux de contact, rugosité de surface, température de contact, intensité du courant, contamination de surface...).

Il est ainsi essentiel dans nos modèles de prendre en compte la topographie de surface rugueuse et d'implémenter les propriétés élastoplastiques des matériaux et leur évolution avec la température.

Les modèles analytiques sont souvent limités pour traiter les non-linéarités de contact, de matériau et les géométries complexes. Une méthode expérimentale ou une méthode numérique semblent plus envisageable. Dans le cas de cette dernière méthode, nous avons le choix entre une description statistique, fractale ou déterministe de la surface de contact. Dans le cas d'une topographie de surface stochastique, les deux premières analyses pourront s'appliquer avec un léger avantage pour la description fractale qui ne dépend pas du moyen de mesure. Dans le cas d'une topographie de surface non aléatoire, la méthode déterministe devra s'appliquer. Cette méthode dépend de l'outil de mesure.

Pour calculer la résistance de contact, des méthodes analytique ou numérique peuvent être utilisées. Le calcul analytique peut vite devenir lourd lorsqu'une multitude de spots de contact apparaît sur la surface de contact. Cependant, la résistance de contact dépend du mode de transport des électrons. Aussi le modèle numérique devra t'il considérer les lois de transport diffusif et balistique des électrons pour pouvoir être utilisé à bon escient.

I.7 REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES DU CHAPITRE I

- [1] J. Schimkat, « Contact measurements providing basic design data for microrelay actuators » 1999 Sensors Actuators A 73 138-143
- [2] J. Schimkat, « Contact materials for microrelays » Proceedings IEEE Workshop on Micro Electro Mechanical Systems, Heidelberg, Germany, Jan. 25-29, 1998, pp. 333-337
- [3] G. Gregori, D.R. Clarke, “The interrelation between adhesion, contact creep, and roughness on the life of gold contacts in radio-frequency microswitches” J. Appl. Phys. 100, 094904 (2006)
- [4] S. Majumder, N.E. McGruer, G.G. Adams, “Adhesion and contact resistance in an electrostatic MEMS microswitch” Proc. 18th IEEE MEMS 2005, pp. 215-218
- [5] B.D. Jensen, K. Huang, L.L.-W. Chow, K. Kurabayashi, “Adhesion effects on contact opening dynamics in micromachined switches”, J. Appl. Phys. 97, 103535 (2005)
- [6] B.D. Jensen, K.Huang, L.L.-W. Chow, K.Saitou, J.L. Volakis and K. Kurabayashi, “Asperity heating for repair of metal contact RF MEMS switches”, in Proc. 2004 IEEE MTT-S international Microwave Symposium Digest, vol. 3, 2004, pp. 1939-1942.
- [7] B.D. Jensen, L.L-W. Chow, K. Huang, K. Saitou, J.L. Volakis and K. Kurabayashi, “Effect of Nanoscale Heating on Electrical Transport in RF MEMS Switch Contacts”, Journal of Microelectromechanical Systems, 2005 IEEE, vol. 14, No 5, Oct. 2005, pp. 935-946.
- [8] N.E. McGruer, G.G. Adams, L. Chen, Z.J. Guao, Y. Du, “Mechanical, thermal, and material influences on ohmic contact type MEMS switch operation”, in proc. 19th IEEE MEMS 2006, pp. 230-233
- [9] Z. Yang, D. lichtenwalner, A. Morris, S. Menzel, C. Nauenheim, A. Gruverman, J. Krim, A.I. Kingon, “A new test facility for efficient evaluation of MEMS contact materials”, J. Micromech. Microeng. 17 (2007), pp. 1788-1795
- [10] J. Oberhammer, G. Stemme, “Active Opening force and passive contact force electrostatic switches for soft metal contact materials”, IEEE J. microelectromech. Syst. 15 (2006), pp. 1235-1242
- [11] H. Kwon, D.J. Choi, J.H. Park, H.C. lee, Y.H. Park, Y.D. Kim, H.J. Nam, Y.C. Joo, “Contact materials and reliability for high power RF MEMS switches”, in Proc. 20th IEEE MEMS 2007, pp. 231-234
- [12] D. Hyman and M. Mehregany, “Contact physics of gold microcontacts for MEMS switches”, IEEE Trans. On components and packaging technology, 22, No3, pp. 357-364, 1999

- [13] S. Majumder, N.E. McGruer, P.M. Zavracky, G.G. Adams, R.H. Morrison and J. Krim, "Measurement and Modelling of surface micromachined, electrostatically actuated microswitches", Proc. IEEE Transducers '97, International conference on solid state sensors and actuators Chicago (1997) 1145-1148
- [14] S. Majumder, N.E. McGruer, A. Zavracky, P.M. Zavracky, R.H. Morrison and J. Krim, "Study of contacts in an electrostatically actuated microswitch", in Proc. IEEE Electrical contacts, Arlington, VA, USA, Oct. 26-28, 1998, pp. 127-132
- [15] D. Peroulis and L. Katehi, "A Novel Device in situ experimental Characterization and reliability Analysis of DC-contact RF MEMS switches", in Proc. 12th Int. Conf. on Transducers, Solid-State Sensors, Actuators, and Microsystems, Jun. 2003, IEEE, pp. 867-870.
- [16] E.J.J. Kruglick and K.S.J. Sister, "Lateral MEMS Microcontact Considerations", 1999 IEEE, Journal of Microelectromechanical Systems, vol. 8, No. 3, Sept. 1999, pp. 264-271.
- [17] N. Tas, T. Sonnenberg, H. Jansen, R. Legtenberg and M. Elwenspoek, "Stiction in surface micromachining", 1996 IOP, J. Micromech. Microeng. 6 (1996) pp.385-397.
- [18] H. Kwon, S.-S. Jang, Y.H. Park, T.S. Kim, Y.D. Kim, H.J. Nam, Y.C. Joo, "Investigation of the electrical contact behaviours in Au-to-Au thin-film contacts for RF MEMS switches", J. Micromech. Microeng. 18 (2008) 105010
- [19] R. Holm, "Electric Contacts – Theory and Applications", 4th ed. Berlin, Germany: Springer-Verlag, 1967.
- [23] E.J.J. Kruglick, K.S.J. pister, "lateral MEMS microcontact considerations", IEEE J. Microelectromech. Syst., vol. 8, no. 3, pp. 264-271, sept. 1999
- [24] G. Rebeiz, "RF MEMS Theory, Design and Technology", 2003, (New Jersey: Wiley)
- [25] L. L. Mercado, S-M. Kuo, T-Y. Tom Lee, L. Liu, "A mechanical approach to overcome RF MEMS switch stiction Problem", 2003 IEEE, Electronic Components and Technology Conf, pp. 377-384
- [26] R.A. Coutu, P.E. Kladitis, K.D. Leedy and R.L. Crane, "Selecting metal alloy electric contact materials for MEMS switches", J. Micromech. Microeng., 2004
- [27] S.T. Patton, J.S. Zabinski, "Fundamental Studies of Au contacts in MEMS switches", Tribol. Letters, Vol. 18, No. 2, February 2005, pp. 215-230
- [28] L.B. Pruitt, W.-T. Park, T.W. Kenny, "Measurement system for low force and small displacement contacts", IEEE, J. Microelectromech. Syst., Vol. 13, No. 2, April 2004

- [29] R.A. Coutu, J.R. Reid, R. Cortez, R.E. Strawser, P.E. Kladitis, "Microswitches with sputtered Au, AuPd, Au-on-AuPt, and AuPtCu Alloy Electric Contacts", IEEE Transactions on components and packaging technologies, vol. 29, N°2, June 2006
- [31] X. Yan, N.E. McGruer, G.G. Adams and S. Majumder, "Finite element analysis of the thermal characteristics of mems switches", in Proc. 12th Int. Conf. on Transducers, Solid-State Sensors, Actuators, and Microsystems, Jun. 2003.
- [32] E.M. Yunus, J.W. McBride, S.M. Spearing, "Improving the contact resistance at low force using gold coated carbon nanotube surfaces", In Proc. of the 24th Int. Conf. on Electrical contacts (ICEC 2008), St Malo, France, pp. 507-513
- [33] D. Tabor, "The Hardness of Metals", Oxford University Press, 2000, ISBN 0198507763
- [34] B. Bhushan, « Methodology for roughness measurement and contact analysis for optimization of interface roughness », IEEE transactions on magnetic, vol. 32, N°3, May 1996
- [35] B. Bhushan, G.S. Blackman, « Atomic force microscopy of magnetic rigid disks and sliders and its applications to tribology », ASME J. tribology, vol. 113, pp. 452-457, 1991
- [36] M. Borri-Brunetto, A. Carpinteri, B. Chiaia, "Scaling phenomena due to fractal contact in concrete and rock fractures", Int. J. Fract. 95 (1999) 221-238
- [37] M. Ciavarella, G. Demelio, J.R. Barber, J.H. Jang, "Linear elastic contact of the Weierstrass profile", Proc. Roy. Soc. Lond., Ser. A 456(2000) 387-405
- [38] G. Zavarise, M. Borri-Brunetto, M. Paggi, "On the resolution dependence of micromechanical contact models" Wear 262 (2007) pp. 42-54
- [40] B.N.J. Persson, "Elastic contact between randomly rough surfaces", Phys. Rev. Lett. 87 (11) (2001) 116101, 1-4
- [41] E. Ciulli, L.A. Ferreira, G. Pugliese, S.M.O. Tavares, "Rough contacts between actual engineering surfaces Part I. Simple models for roughness description", Wear, 2008, vol. 264, no11-12, pp. 1105-1115
- [42] L. Lai, E.A. Irene, "Area evaluation of microscopically rough surface", J. Vac. Sci. Technol. B 17 (1999) 33-39.
- [43] J.F. Archard, "Elastic deformation and the laws of friction", Proc. R. Soc. Lond. A 243 (1957), pp. 190-205
- [44] A. Majumdar, B. Bushan, "Fractal model of elastic-plastic contact between rough surfaces", ASME J. tribol. 113 (1) (1991), pp. 1-11
- [45] E.J. Abbott, F.A. Firestone, "Specifying surface quality – a method based on accurate measurement and comparison", Mech. Eng. 55 (1933), pp. 569-572

- [46] J.A. Greenwood, J.B.P Williamson, "Contact of nominally flat surfaces", Proc. R. Soc. Lond. A 295, (1966), pp. 300-319
- [47] J.I. McCool, "Comparison of Models for the contact of rough surfaces ", Wear 107 (1) (1986) pp. 37-60
- [48] A. Majumdar, B. Bushan, "Role of fractal geometry in roughness characterization and contact mechanics of surfaces", ASME J. Tribol. 112 (2) (1990), pp. 205-216
- [49] L. Kogut, R.L. Jackson, "A comparison of contact modeling utilizing statistical and fractal approaches", ASME J. tribol. 128 (1) (2005) pp. 213-217
- [50] W. Yan, K. Komvopoulos, "contact analysis of elastic-plastic fractal surfaces", J. Appl. Phys. 84 (7) (1998) 3617-3624
- [52] W.R. Chang, I. Etsion, D.B. bogy, "An elastic-plastic model for the contact of rough surfaces," ASME J. Tribol. 109 (2) (1987) pp. 257-263
- [53] R.A. Onions, J.F. Archard, "The contact of surfaces having a random structure", 1973 J. Phys. D: Appl. Phys. 6 289-304
- [54] K.A. Nuri, J. Halling, "The normal approach between rough flat surfaces in contact", Wear, 1975, 32, pp. 81-93
- [55] Z. Handzel-Powierza, T. Klimczak, A. Polijaniuk, "On the experimental verification of the Greenwood-Williamson model for the contact of rough surfaces", Wear, Vol. 154 (1992), pp.115-24.
- [56] D. G. Evseev, B. M. Medvedev, G. G. Grigoriyan, "Modification of the elastic-plastic model for the contact of rough surfaces", Wear, 1991, vol. 150, no1-2, pp. 79-88
- [57] J.I. Halling and K.A. Nuri, "The elastic-plastic contact of rough surfaces and its relevant in study of wear". Proc. Instn. Mech. Engrs. 202 C4 (1988), pp. 269-274.
- [58] F.P. Bowden and D. Tabor, "Friction: An Introduction to Tribology", (Anchor Press/Doubleday, Garden City, 1973).
- [59] Y. Zhao, M. Maietta, L. Chang, "An asperity micro-contact model incorporating the transition from elastic deformation to fully plastic flow", J. Tribol. 122, 2000, pp. 86-93
- [60] Y. Zhao, L. Chang, "A model of asperity interactions in elastic-plastic contact of rough surfaces", J. Tribol. 123, 2001, pp. 857-864
- [63] L. Kogut, I. Etsion, "Elastic-plastic contact analysis of a sphere and a rigid flat", J. Appl. Mech. 69, 2002, pp. 657-662

- [64] R.L. Jackson, I. Green, "A finite element study of elasto-plastic hemispherical contact against a rigid flat", *J. Tribol.* 127, 2005, pp. 343-354
- [65] L. Kogut, I. Etsion, "A finite element based elastic-plastic model for the contact of rough surfaces", *Tribol. Trans.* 46, 2003, pp. 383-390
- [66] S. Kucharski, T. Klimczak, A. Polijaniuk, J. Kaczmarek, "Finite-elements model for the contact of rough surfaces", *Wear* 1994, vol. 177, no1, pp. 1-13
- [67] K. Komvopoulos, D.-H. Choi, "Elastic finite element analysis of multi-asperity contacts", *J. Tribol.* 114, 1992, pp. 823-831
- [68] V. Sabelkin, S. Mall, "Elastic-plastic multi-asperity contact analysis of cylinder-on-flat configuration", *J. tribol.* 139, 2007, pp. 292-304
- [70] A.E.H. Love, "Stress Produced in a Semi-Infinite Solid by Pressure on Part of the Boundary," 1929, *Philos. Trans. R. Soc. A* 228 pp.337
- [71] P. Sahoo, N. Ghosh, "Finite Element contact analysis of fractal surfaces", *J. Phys. D: Appl. Phys.* 40, 2007, pp. 4245-4252
- [72] J.-J. Wu, "Characterization of fractal surface", *Wear* 239 (2000) 36-47
- [73] R.M. Patrikar, C.Y. Dong, W. Zhuang, "Modelling interconnects with surface roughness", *Microelectronics Journal* 33 (2002) 929-934
- [75] Y. V. Sharvin, *Sov. Phys. JETP* 21, 655 (1965).
- [76] A. Mikrajuddin, F. Shi, H. Kim, K. Okuyama, "Size-dependant electrical constriction resistance for contacts of arbitrary size: from Sharvin to Holm limits", in *Proc. Mater. Sci. Sem.*, Vol. 2, 1999, pp. 321-327
- [77] J. A. Greenwood, *Br. J. Appl. Phys.* 17, 1621 (1966)
- [78] L. Boyer, S. Noël, F. Houzé, "Constriction resistance of a multispot contact: an improved analytical expression", 36th IEEE Holm Conf. on Electric Contacts No36, Montreal PQ , CANADA, 1991, vol. 14, no1, pp. 134-136
- [80] G. Norberg, S. Dejanovic, H. Hesselbom, "Contact resistance of thin metal film contacts", *IEEE Trans. Comp. Pack. Technol.*, vol. 29, NO. 2, June 2006
- [81] R.A. Coutu, J.R. Reid, R. Cortez, R.E. Strawser and P. Kladitis, "Microswitches with Sputtered Au, AuPd, Au-on-AuPt, and AuPtCu Alloy Electric Contacts", *IEEE transactions on Components and Packaging Technologies*, vol. 29, No.2, June 2006
- [82] G. Wexler, "the size effect and the nonlocal Boltzmann transport equation in orifice and disk geometry", in *Proc. Phys. Soc.*, Vol. 89, 1966, pp. 927-941

CHAPITRE II : DEVELOPPEMENT DE VEHICULES DE TEST

Dans ce chapitre, nous présentons deux types de véhicules de test. Le premier lot consiste en des structures de test DC constituées de ponts simples actionnés mécaniquement avec la pointe d'un nanoindenteur. Ces structures pont présentent l'avantage d'assurer un bon contrôle en force de contact et permettent une mesure aisée de la résistance de contact en courant continu. Le deuxième lot de véhicules de test consiste en des structures radiofréquences (RF), plus proche des composants microcommutateurs MEMS RF actuels. Ces structures se composent d'une poutre actionnée électrostatiquement. Les conditions réelles d'établissement du contact sont ainsi reproduite (intensité, point d'application, direction de la force de contact) et la valeur de résistance de contact est extraite des mesures radiofréquences. Par ailleurs, pour répondre au défi d'aujourd'hui, ces véhicules de test RF seront développés pour être actionnés sous faible tension.

II.1 DEVELOPPEMENT DE STRUCTURES MOBILES A CONTACT RESISTIF A ACTIONNEMENT MECANIQUE

II.1.1 DESCRIPTION DES VEHICULES DE TEST FABRIQUES AU LETI

Des véhicules de test spécifiques ont été conçus pour l'analyse mécanique dans le cadre d'un projet entre FREESCALE Phoenix, le laboratoire du LETI à Grenoble et le LAAS. Ces véhicules permettent l'extraction de courbes caractéristiques, et rendent possible la comparaison entre différentes topologies de contact ou matériaux. Comme illustré sur la figure II.1, le composant testé consiste en un pont suspendu au dessus de la ligne de contact. Un plot de contact sphérique est structuré sur la ligne. La raideur du pont est estimée à environ 480 N/m. La rigidité du pont est suffisamment grande et permet, grâce à la pointe du nanoindenteur, un contrôle en force extrêmement précis.

De plus, les structures de test sont conçues pour mesurer seulement la résistance de contact puisque la résistance de la ligne s'annule avec la mesure 4 fils. Le matériau de contact analysé est l'or.

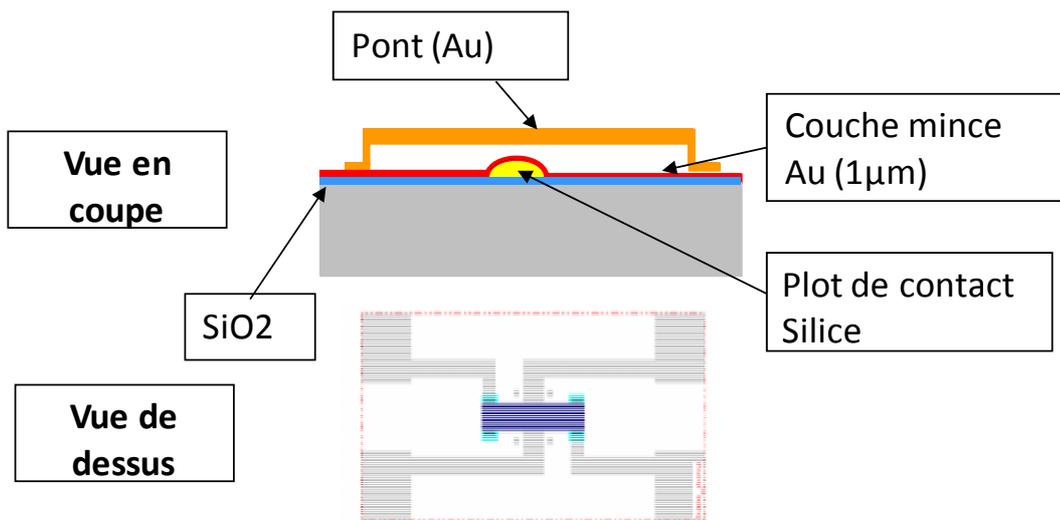


Figure II.1 : Schéma des structures de test du LETI, géométrie croisée

II.1.2 DESCRIPTION DES VEHICULES DE TEST FABRIQUES AU LAAS

D'autres structures de test actionnées mécaniquement sont conçues et fabriquées au LAAS. Cette conception, tout comme celle des structures fabriquées au LETI, permet le couplage de l'actionnement mécanique à une mesure quatre pointes de la résistance électrique de contact des structures pont. Nous présentons le dessin des structures sur la figure II.2.

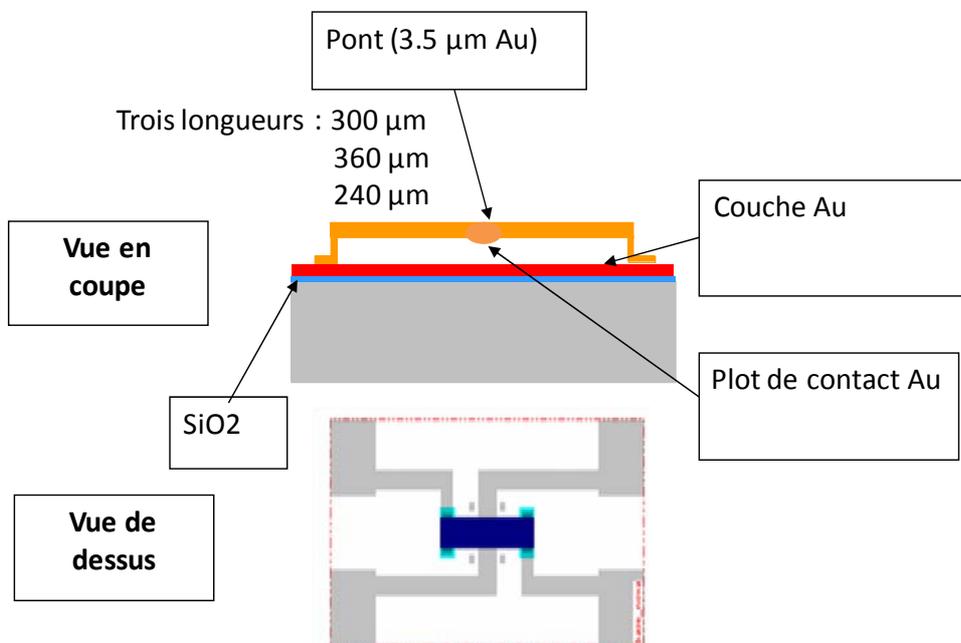


Figure II.2: Dessin des structures de test fabriquées au LAAS

II.2 DEVELOPPEMENT DE MICROSTRUCTURES MOBILES A CONTACT DC A FAIBLE TENSION D'ACTIONNEMENT

Des structures de test RF à actionnement électrostatique ont été développées au sein du LAAS. L'analyse des pertes radiofréquences de ce type de dispositif à une tension d'actionnement donnée permettra de calculer la résistance de contact électrique entre les plots et la ligne de signal. Connaissant la différence de potentiel appliquée, la force de contact pourra être déterminée à l'aide de modèles électromécaniques réalisés avec le logiciel CoventorWare.

Pour être au plus proche de la réalité, nous nous sommes fixés comme objectif de remplir les spécifications exigées de nos jours pour certaines applications de microcommutateurs, c'est-à-dire être actionné sous faible tension tout en fonctionnant sur plusieurs cycles d'actionnement. Cette spécification va nous permettre de tester notre outil de calcul pour des forces et des aires de contact faibles. Des microcommutateurs à contact capacitif à actionnement électrostatique ont déjà été conçus et fabriqués au LAAS. La filière technologique de ces structures capacitives est maîtrisée. Nous reprenons ainsi le procédé de fabrication que nous allons adapter à notre filière technologique en ajoutant une étape pour structurer le contact métal-métal.

II.2.1 OBJECTIFS

La réalisation d'un microcommutateur MEMS pour des applications hyperfréquences nécessite au préalable deux étapes de conception indispensables à la détermination des principales grandeurs mécaniques et électromagnétiques du dispositif.

L'étude mécanique va permettre de dimensionner la zone mécaniquement déformable du composant en fonction des objectifs fixés : une tension d'actionnement faible (inférieure à 20V), une force de contact suffisamment grande pour réduire la résistance de contact. On s'attachera également à prévenir tout phénomène de défaillance du microcommutateur, et donc on veillera à éviter tout contact de la membrane de la structure sur l'électrode d'actionnement (problème de stiction et de charges piégées dans le diélectrique) et à augmenter la force de rappel pour éviter les phénomènes d'adhésion et donc de fiabilité de contact. Cette étude sera menée en prenant en compte les effets néfastes des contraintes résiduelles et gradients de contraintes présents dans les couches des matériaux composant la structure déformable du composant. Le dimensionnement de la zone mécanique nécessite alors de connaître avec précision les propriétés des matériaux utilisés.

Les structures MEMS sont construites à partir de films minces métalliques et diélectriques qui vont induire des pertes, de la réflexion de signal et du rayonnement aux fréquences micro-ondes. C'est pourquoi il est également nécessaire d'étudier l'implémentation électromagnétique dans un circuit hyperfréquence. Cette étude a été menée en parallèle à l'étude mécanique par un ingénieur design RF du département instrumentation et informatique du LAAS Anthony Coustou.

Nous aborderons dans ce chapitre seulement l'aspect mécanique.

II.2.2 REFLEXION SUR LA CONCEPTION DE COMMUTATEUR A ACTIONNEMENT

ELECTROSTATIQUE A CONTACT OHMIQUE

Tension d'actionnement, distance à l'électrode, forces de contact et de rappel sont quatre paramètres de conception étroitement couplés les uns aux autres, ce qui rend la conception du commutateur délicate.

L'objectif principal, lors de la conception d'un commutateur, est d'équilibrer ces forces pour réaliser les performances de contact souhaitées, exprimées dans la résistance de contact et la fiabilité de contact.

La figure II.3 illustre les paramètres de conception et la manière dont ils régissent les forces actives du modèle de commutateur ainsi que les performances de contact. Cette figure souligne également la forte influence du matériau de contact.

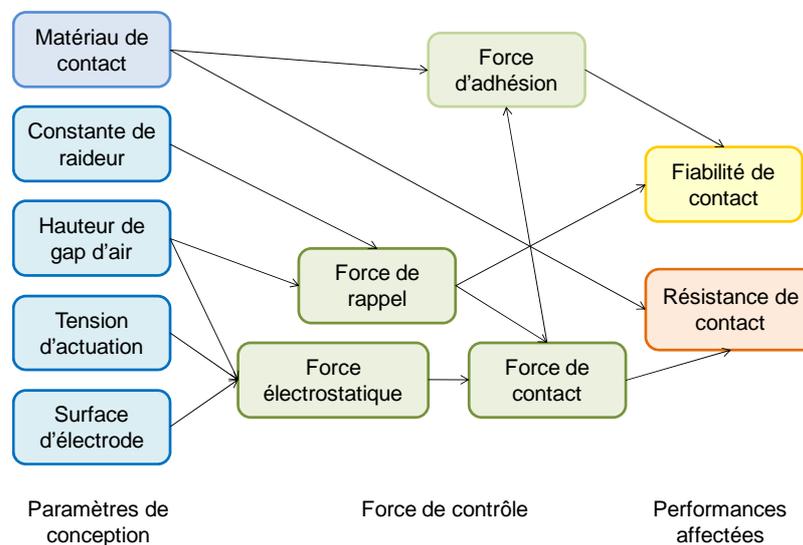


Figure II.3: Relation entre paramètres de conception et les forces actives dans le modèle de commutateur et comment ils affectent les performances de contact

La hauteur de gap d'air, directement relié au déplacement de la structure pour initier le contact, fixe l'isolation DC et RF du commutateur. Ainsi, une hauteur de gap suffisante doit être prévue dans le design pour garantir une bonne isolation.

La résistance de contact sera d'autant plus faible que la force de contact engendrée dans le modèle sera grande. Cependant, plus cette force de contact est importante et plus la force de rappel devra être grande pour éviter tout problème de collage (« stiction ») entre l'extrémité mobile de la structure et la ligne de signal. Une grande force de rappel nécessite une structure suffisamment raide et/ou un grand déplacement. Ces deux paramètres, constante de raideur et hauteur de gap, sont directement liés à la force électrostatique qui permet la déflexion de la micro-poutre, ce qui signifie qu'ils ne pourront être augmentés que si la force électrostatique est elle-même augmentée. Il est clair que cela nécessite soit

d'accroître la tension d'actionnement soit d'élargir la surface d'électrode d'actionnement, et donc l'encombrement du commutateur. Par ailleurs, la force d'adhésion, force mal contrôlée et difficile à évaluer, rend la tâche de conception encore plus difficile [1, 2].

Il paraît ainsi difficile de créer un microcommutateur qui s'actionne à faible tension pour la compatibilité électronique, présente une hauteur de gap d'air entre l'électrode d'actionnement et la membrane de la poutre suffisamment grande pour obtenir une bonne isolation radiofréquences, une force de rappel importante pour assurer la fiabilité du contact et une grande force de contact pour réduire la résistance de contact et ainsi les pertes d'insertion à l'état bas. Un effort important dans la conception du microcommutateur est donc nécessaire pour obtenir les meilleures performances du dispositif.

II.2.3 CHOIX DE L'ARCHITECTURE DU MICROCOMMUTATEUR

II.2.3.1 STRUCTURE PONT ET STRUCTURE POUTRE

Deux types de structures sont envisageables : une structure pont ou une structure poutre. La structure devant être actionnée à faible tension, nous préférons réaliser des structures poutres plus souples que les ponts pour un encombrement semblable. Ces structures poutres présentent par ailleurs l'avantage d'être beaucoup moins sensibles à la dilatation des matériaux induite par une augmentation de température. En effet, les structures pont, doublement encastrées, flambent sous l'effet de la dilation, augmentant ainsi leur distance par rapport à l'électrode, alors que les structures poutres peuvent s'étendre par leur extrémité libre.

Puisque la structure poutre n'est fixée qu'à une seule extrémité, toute contrainte résiduelle issue du procédé de fabrication (généralement des conditions de dépôt de ces matériaux) est relaxée. Cependant, si un gradient de contraintes est présent à travers la section de la micro-poutre, la structure va se courber après sa libération (Annexe A). Cet effet est non-désirable mais difficile à maîtriser. Toutefois des études menées en salle blanche sur les matériaux utilisés pour la fabrication de la partie mobile veillent à limiter ces effets.

II.2.3.2 CONFIGURATION SERIE ET CONFIGURATION PARALLELE

Deux configurations de microcommutateurs poutre sont possibles pour l'application désirée : une configuration série et une configuration parallèle.

La configuration parallèle envisagée consiste en deux micro-poutres disposées symétriquement par rapport à la ligne de signal. Ces deux micro-poutres établissent le contact électrique entre le conducteur central et les plans de masse par l'intermédiaire de deux plots de contact. La figure II.4 illustre la géométrie d'une des deux poutres.

La fiabilité de ce type de dispositif sera difficile à réaliser. Un léger gradient de contrainte à travers la section de la poutre risque en effet de courber la structure et de rendre délicat l'établissement du contact sur les deux plots disposés le long de la poutre. Par ailleurs,

l'actionnement simultané des deux poutres constituant le dispositif pourra être affecté par des dispersions de déflexion des structures sur la plaque entière.

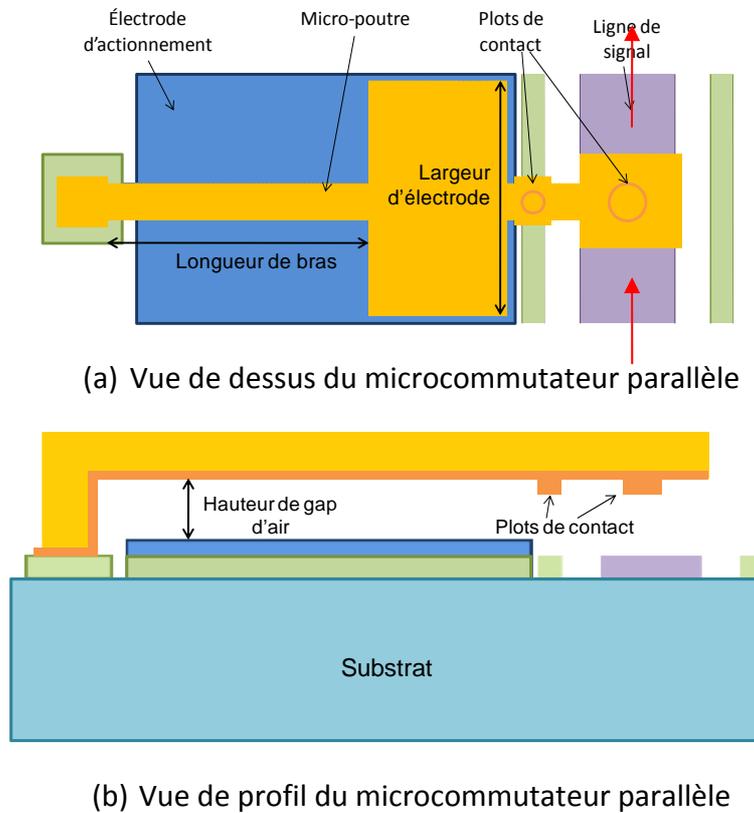


Figure II.4 : Structure schématique de microcommutateur MEMS RF à contact résistif et configuration parallèle

Nous préférons ainsi nous focaliser sur une configuration série du microcommutateur. Celui-ci se présentera sous la forme d'une micro-poutre, dont l'extrémité libre sera placée en regard avec la ligne de transmission RF interrompue. Un gap de 30 μm est créé pour assurer une bonne isolation à l'état haut. La micro-poutre sera suspendue au-dessus d'une électrode d'actionnement fixée sur le substrat. Cette électrode permettra de déformer la micro-poutre jusqu'à ce que son extrémité mobile vienne toucher la ligne de transmission RF. L'extrémité mobile de la poutre sera dotée de deux plots de contact permettant ainsi la transmission du signal RF lorsque les deux plots touchent la ligne. La structure est décrite sur la figure II.5.

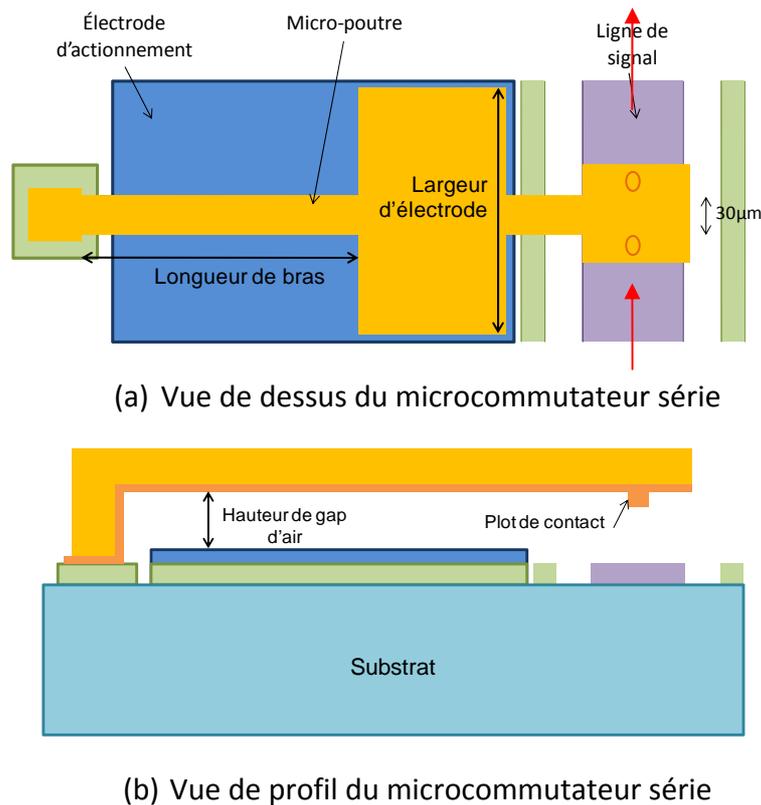


Figure II.5 : Structure schématique du microcommutateur MEMS RF à contact résistif et configuration série

II.2.3.3 CONCEPTION ELECTROMECHANIQUE

Nous allons dans un premier temps nous appuyer sur des équations analytiques issues de la théorie des poutres pour décrire le comportement électromécanique de la structure poutre et nous aider à définir les paramètres géométriques qui permettent d'établir le contact électrique sous une faible tension avec une force de contact suffisamment grande. Ces formules analytiques s'appliquant à des structures simples (sans discontinuités géométriques, sans gradient de contraintes...) devront toutefois être manipulées avec précaution et l'utilisation d'un logiciel de simulation en éléments finis est indispensable pour confirmer le choix des paramètres.

II.2.3.3.1 DIMENSIONNEMENT DE LA POUTRE

Pour déterminer les paramètres de design appropriés pour l'application choisie, il est nécessaire au préalable de connaître quelques notions de mécanique sur des grandeurs caractéristiques importantes. Quelques notions importantes de mécanique des matériaux sont énoncées en annexe A et permettent de mieux comprendre et de mieux modéliser les phénomènes mis en jeu lors de la déflexion de nos structures, sous l'effet d'une sollicitation.

La figure II.6 illustre une micro-poutre de microcommutateur à géométrie simple avec ses paramètres dimensionnels (longueur de poutre l , largeur de poutre w , largeur d'électrode W , hauteur de gap initial g_0 et épaisseur de poutre t).

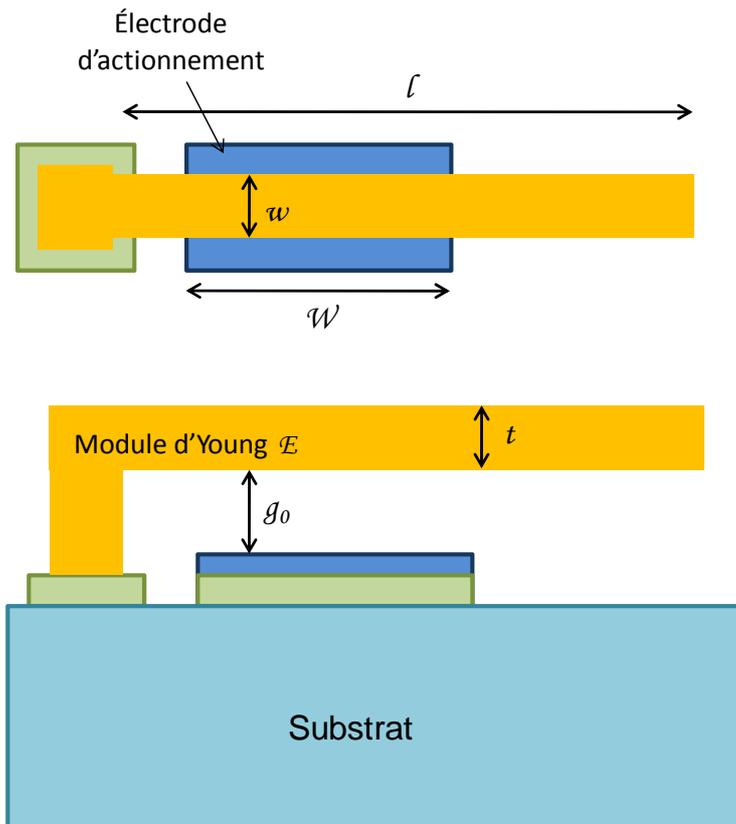


Figure II.6: Structure schématique d'un microcommutateur poutre

Nous commençons par déterminer l'influence de la longueur de la poutre, de sa largeur et de la distance entre l'électrode mobile et l'électrode fixe sur la constante de raideur k de la poutre et sur la tension d'actionnement V_p .

Reprenons l'équation de la tension d'actionnement :

$$V_p = \sqrt{\frac{8k}{27\varepsilon_0 W w} g_0^3} \quad (1)$$

Avec k la raideur de poutre, $k = \frac{2Ew}{3} \left(\frac{t}{l}\right)^3$ pour une répartition uniforme de la force sur la membrane de la micro-poutre. On obtient ainsi l'expression modifiée de V_p :

$$V_p = \sqrt{\frac{16E}{81\varepsilon_0 W} \left(\frac{t}{l}\right)^3 g_0^3} \quad (2)$$

Ainsi si nous considérons la longueur de l'électrode d'actionnement W comme étant proportionnelle à la longueur de poutre l , la tension d'actionnement V_p évolue alors linéairement avec l'inverse de la longueur de poutre au carré $1/l^2$, alors que la raideur est inversement proportionnelle à la longueur au cube $1/l^3$. Une longueur de poutre suffisamment grande devra être définie pour abaisser la tension d'actionnement mais devra

être limitée pour conserver une rigidité de poutre suffisante. Toutefois, comme la raideur de poutre est proportionnelle à l'épaisseur au cube t^3 et V_p seulement à $t^{3/2}$, la diminution de la raideur due à une longueur de poutre importante pourra être compensée par une plus grande épaisseur de poutre.

Toutefois des contraintes technologiques nous imposent une épaisseur limite de $4\mu\text{m}$ (problème d'homogénéité de l'épaisseur du dépôt d'or électrolytiques, surgravure latérale de la micro-poutre). Pour une épaisseur fixée à $4\mu\text{m}$, la variation d'épaisseur d'or est limitée à $\pm 10\%$.

Quand à la hauteur de gap initiale, elle affecte la tension d'instabilité et pourra être diminuée pour atteindre l'objectif de faible tension. Néanmoins afin de conserver une force de contact et une force de rappel suffisamment grande et faciliter le procédé technologique de libération de la résine sacrificielle, la hauteur de gap ne devra pas être inférieure à $3\mu\text{m}$.

La largeur de poutre affecte linéairement la constante de raideur, ainsi la largeur sera fixée suffisamment grande au dessus de l'électrode d'actionnement tout en limitant sa valeur pour être capable lors de la fabrication de libérer la poutre facilement. Le choix d'une électrode d'actionnement de dimension large ainsi que d'une électrode mobile constituée par la membrane de la micro-poutre large se justifie par le souhait de réduire de façon notable la tension d'actionnement. De plus, l'électrode d'actionnement ainsi que l'élargissement de la membrane sont localisée au plus près de la ligne de signal pour permettre d'assurer un maximum de déflexion en bout de poutre et d'augmenter la force de contact.

La structure mobile du microcommutateur MEMS RF sera composée d'une bicouche en or évaporé et en or électrolytique. En effet, la seule possibilité pour structurer la poutre avec les moyens disponibles en salle blanche et à faible coût est de fabriquer la partie mobile avec de l'or électrolytique. Or la croissance par électrolyse nécessite une couche d'or primaire. La partie mobile sera alors constituée de deux matériaux présentant des contraintes différentes et dépendant des conditions de dépôt. Pour réduire le gradient de contrainte à travers la poutre, la première couche d'or (or évaporée) aura une épaisseur minimale. Les tests réalisés en salle blanche ont montré qu'une épaisseur de 50nm était suffisante pour faire croître l'or électrolytique.

II.2.3.3.2 ANALYSE EN ELEMENTS FINIS

Afin de déterminer les paramètres géométriques de la poutre appropriés pour réaliser de bonnes performances de contact tout en gardant une tension d'actionnement inférieure à 20V , nous réalisons des séries de simulations électromécaniques. Le logiciel utilisé est l'outil de conception CoventorWare dédié à l'analyse comportementale de systèmes micro-électromécaniques. Nous présentons ce logiciel et le principe de modélisation en annexe E.

La figure II.7 illustre le dessin de la structure poutre avec les dimensions retenues.

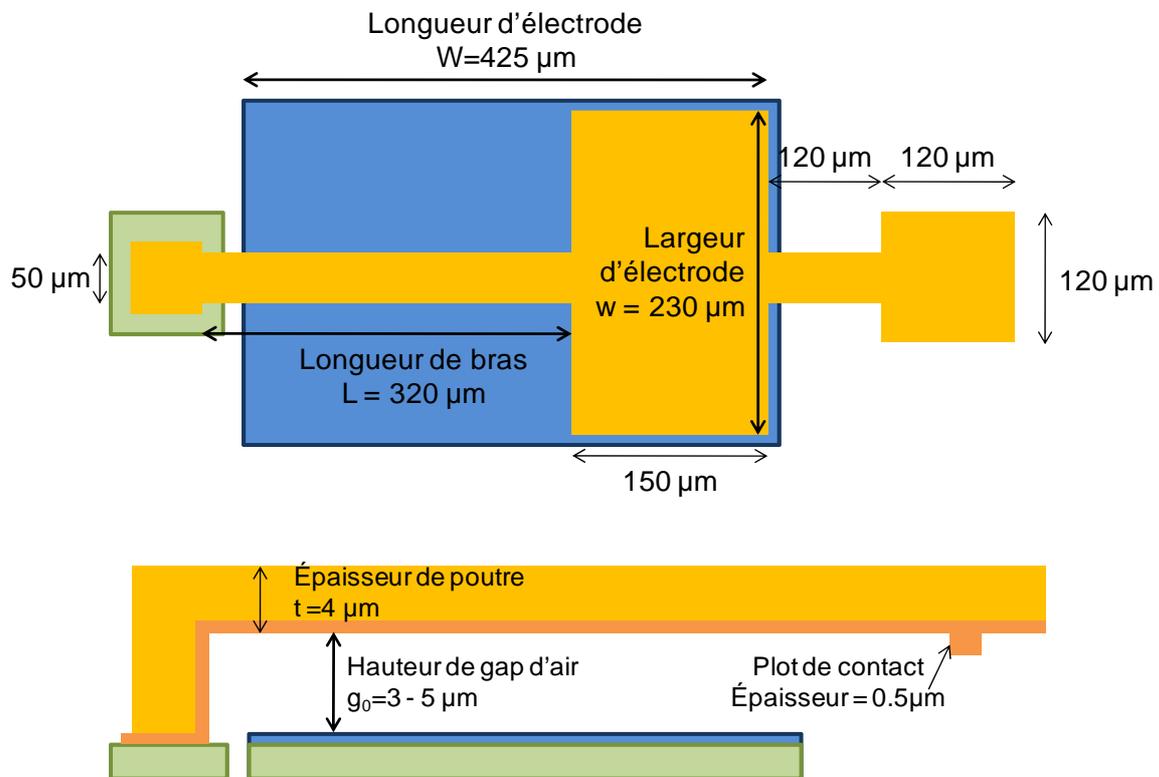


Figure II.7 : Définition des paramètres géométriques par défaut de la micro-poutre série

Il est important d'appliquer une tension supérieure à la tension d'instabilité pour accroître la force de contact tout en évitant le contact entre électrodes. La figure II.8 illustre la force de contact réalisée par le microcommutateur à configuration série pour deux hauteurs de poutre (3 et 5µm). La force de contact est celle exercée par les plots de contact sur la ligne de signal. Les courbes sont donc interrompues avant tout contact sur le diélectrique recouvrant l'électrode d'actionnement. Ce graphe montre qu'une hauteur de gap suffisamment grande doit être choisie pour accroître la plage de tension d'actionnement sans dégrader le fonctionnement de la poutre et pour accroître la force de contact. Une hauteur de poutre de 5µm permet de réaliser une force de contact d'environ 4.3µN avec une tension inférieure à 20V.

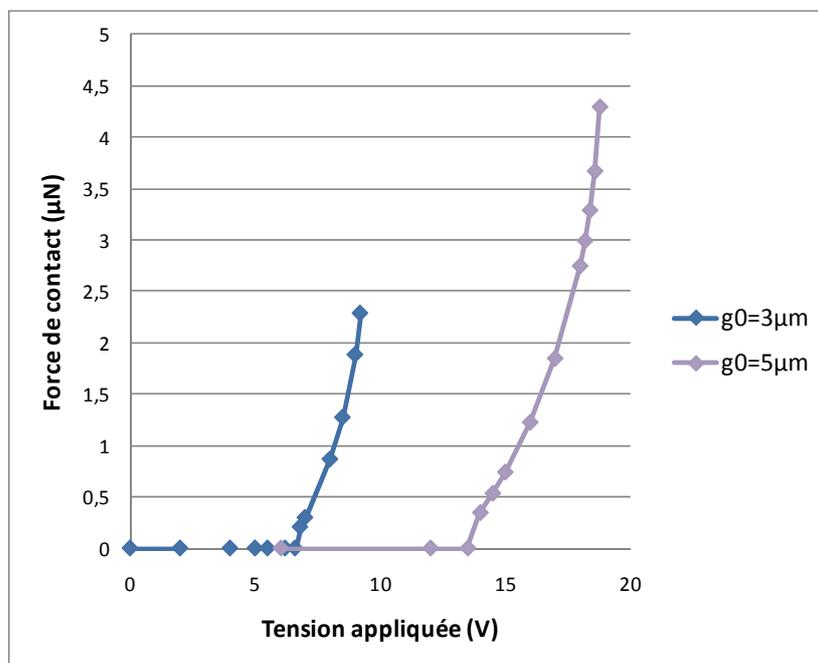


Figure II.8 : Force de contact en fonction de la tension appliquée pour deux hauteurs de gap d'air

La force de contact engendrée électrostatiquement peut paraître faible. Il nous a semblé nécessaire de confirmer ces résultats avec un autre logiciel éléments finis ANSYS. L'analyse électromécanique a été réalisée à l'aide des éléments électromécaniques TRANS126 (« Electromechanical Transducer »).

II.3 DEVELOPPEMENT D'UNE FILIERE TECHNOLOGIQUE PERMETTANT LA REALISATION DE STRUCTURES A CONTACT DC

Le procédé technologique de nos véhicules de test (structures à actionnement mécanique du LAAS et à actionnement électrostatique) correspond à celui utilisé pour fabriquer les structures capacitives (Annexe D) auquel on a rajouté des étapes de planarisation de la résine sacrificielle et de structuration des plots de contact. Nous allons donc détailler ces deux étapes cruciales dans la fabrication de nos structures suspendues à contact ohmique.

II.3.1 STRUCTURATION DES PLOTS DE CONTACT

Plusieurs méthodes ont été expérimentées pour structurer les plots de contact. Nous présentons ces méthodes avec leurs avantages et leurs inconvénients.

II.3.1.1 STRUCTURATION PAR LITHOGRAPHIE DIRECTE

La taille, l'épaisseur et la forme des plots de contact sont contrôlés par photolithographie laser. Un nouvel équipement permet l'insolation de la résine par écriture laser directe. Les études ont été menées sur la résine « AZ 1529 ». Le réglage de l'intensité du laser permet de creuser des motifs dans la résine, qui après recuit à 150°C sont de forme sphérique et de hauteur suffisamment grande (entre 0.5 et 1µm).

Les tests réalisés sur la résine « AZ 1529 » n’ont pas donné de résultats satisfaisants en raison de problèmes de reproductibilité. Beaucoup de paramètres liés au recuit à 150°C de la résine sur plaque chauffante, au développement de la résine (température de bain) fluctuent pendant le procédé et sont difficiles à contrôler.

Le profil des trous est mesuré avec le microscope à force atomique. Ci-dessous, sur la figure II.9, on visualise les profils 3D et 2D de trous de diamètre 10 microns, insolés par écriture laser directe sur la résine. La profondeur est proche de 0.7 microns.

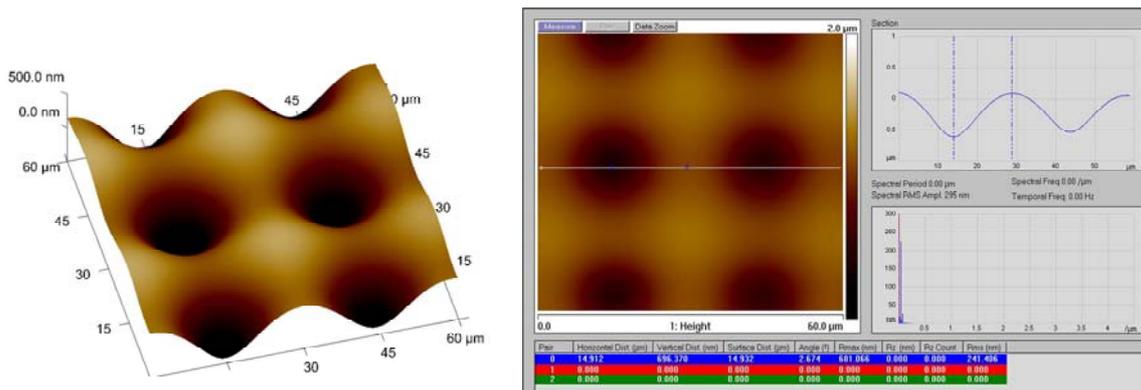


Figure II.9 : Acquisition AFM de motifs creusés dans la résine par écriture laser directe

II.3.1.2 STRUCTURATION PAR PHOTOLITHOGRAPHIE PARTIELLE DE LA COUCHE DE RESINE SACRIFICIELLE

On utilise un masque en chrome pour insolérer la plaque de silicium enduite de 3μm de résine 1529 avec l’équipement de photolithographie (MA 150, EVG 620). L’insolation est fixée à 8 secondes. La plaque est ensuite recuite à 150°C pendant 1 min. Les résultats sont médiocres. Les trous sont trop développés. Le recuit à 150°C n’est pas suffisant pour faire fluer la résine de manière à obtenir des trous de 0.5 – 0.7μm de profondeur.

II.3.1.3 PHOTOGRAVURE AVEC MASQUE EN CHROME

Une autre technique consiste à enduire la plaque de Silicium de Résine sacrificielle « AZ 1529 » sur une épaisseur de 3μm et recuit à 150°C pendant 1 min et de déposer par dessus un film fin de Chrome (flash de 20 nm). Ensuite on dépose de la résine 1505 qu’on insole localement pour permettre la gravure du Chrome localement. Ce masque de Chrome va nous permettre de réaliser la gravure RIE de la résine 1529 sur une profondeur de 0.5μm. La résine 1505 est entièrement gravée. La dernière étape consiste à attaquer chimiquement le chrome. Le procédé est décrit sur la figure II.10.

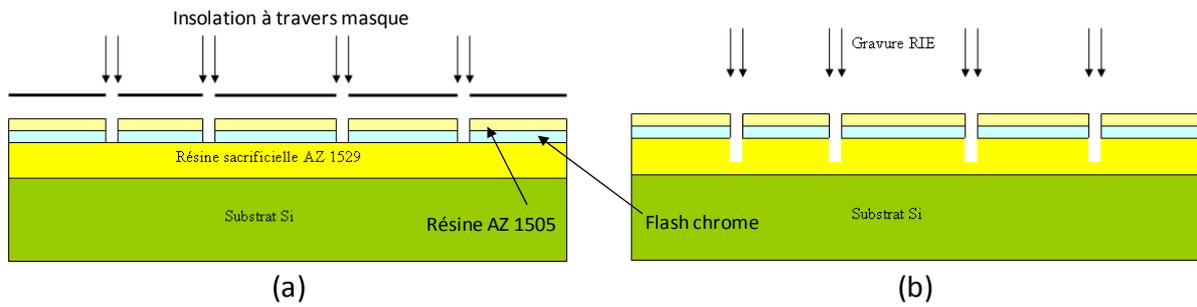


Figure II.10 : description du procédé technologique avec masque en Chrome - gravure du masque en chrome (a) et gravure RIE de la résine AZ 1529 (b)

Cette méthode offre les avantages de ne nécessiter qu'un seul post-recuit à 150°C et de pouvoir fixer la profondeur des trous par le temps de gravure.

Cependant, les premiers tests ont montré que le film de chrome était trop contraint et qu'il se craquelle lors de l'enduction de la résine « AZ 1505 ». Une solution consisterait à réaliser le dépôt de chrome dans l'enceinte polymère pour obtenir un film moins contraint. Néanmoins la présence de résine sur la plaque risquant de polluer l'enceinte, nous n'avons pas testé cette méthode.

II.3.1.4 ENDUCTION DE DEUX RESINES SUPERPOSEES AVEC PASSIVATION DE LA PREMIERE COUCHE

La technique présentée consiste à enduire la plaque de silicium d'une couche de résine sacrificielle. Cette couche est passivée grâce à un recuit à 150°C pendant 1 min 10 s. On enduit ensuite une seconde couche de résine sacrificielle « AZ 1505 » sur 0,5 µm d'épaisseur, qui sera insolée localement avec un masque, puis gravée à l'aide d'un révélateur. On réalise un recuit final à 150°C pendant 1min.

Le post recuit de la résine sacrificielle a permis de la réticuler et donc de diminuer sa vitesse de solubilité dans le bain révélateur. La résine 1505 disparaît totalement lors de la révélation et la résine sacrificielle en dessous est gravée partiellement sur une profondeur d'environ 0.5µm. On enregistre ainsi des motifs creusés ayant une profondeur d'environ 1µm (figure II.11). Après recuit à 150°C, on obtient des résultats satisfaisants et reproductibles pour des diamètres de trou proches de 10 µm.

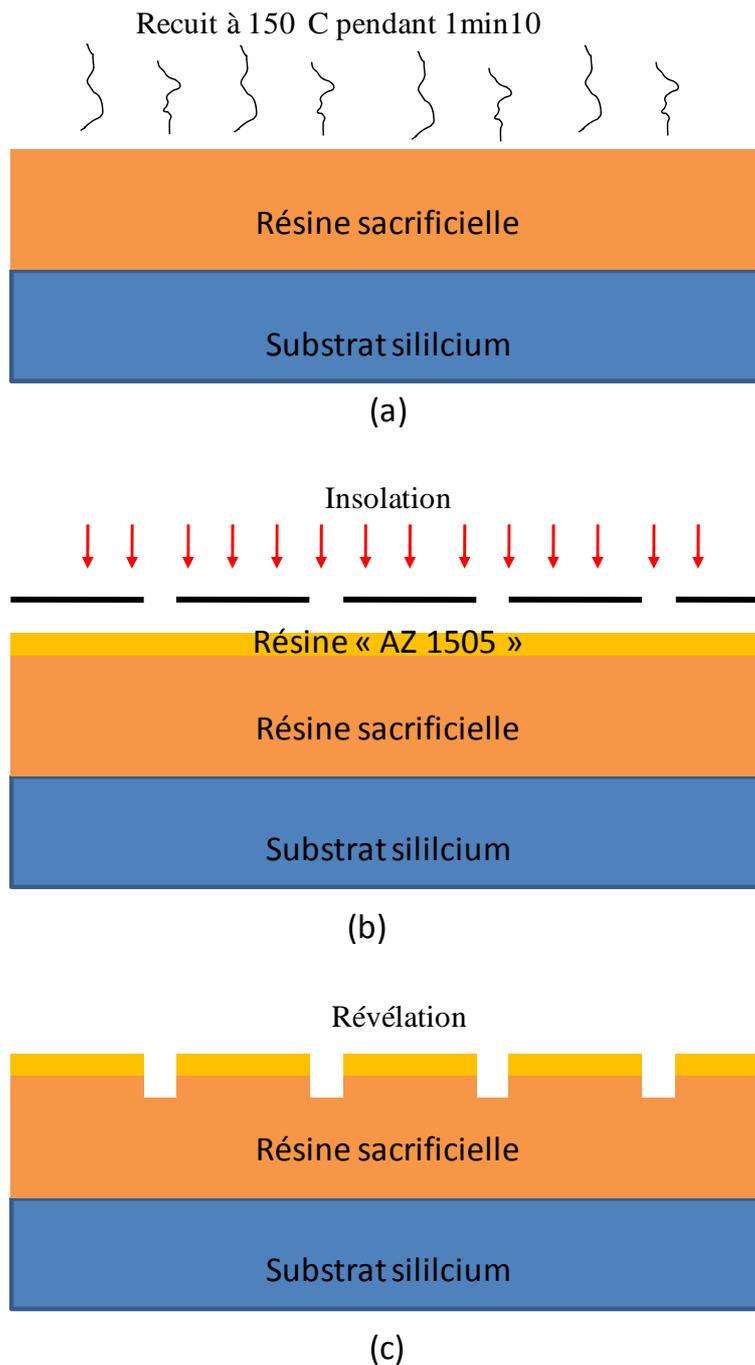


Figure II.11: Procédé de réalisation des motifs creusés - réticulation de la résine sacrificielle sous post-recuit (a), insolation des résines (b) et révélation des résines (c)

II.3.2 STRUCTURATION DE LA RESINE SACRIFICIELLE

L'étape de structuration de la résine sacrificielle est primordiale. En effet la moindre imperfection dans le nivellement de la résine se répercute sur le profil de la structure suspendue et peut induire par la suite des déformations de la poutre inattendues. L'objectif est donc de « planariser » la résine pour obtenir des structures parfaitement planes. Cet objectif sera réalisé en trois étapes (figure II.12). La première étape consiste à combler les fentes des lignes coplanaires, la seconde étape consiste à couler une résine sacrificielle qui

va fixer la hauteur de gap entre le plot de contact et la ligne de transmission, c'est-à-dire le déplacement de la poutre pour établir le contact, et la troisième étape consiste au dépôt d'une dernière couche de résine qui va permettre de structurer le plot de contact.

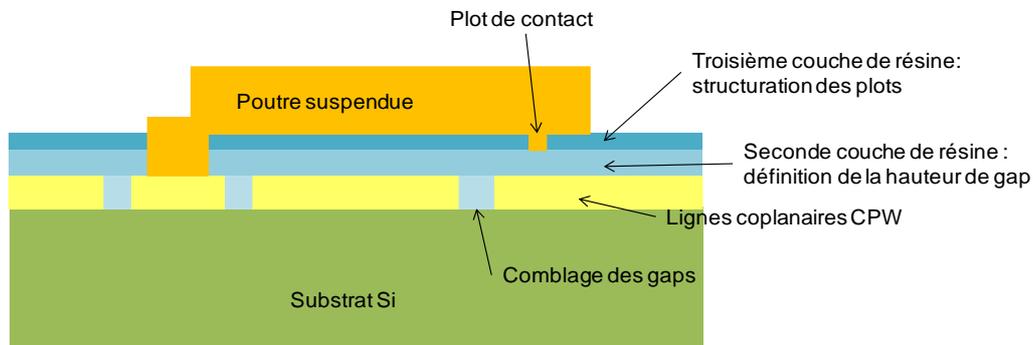


Figure II.12 : Schéma représentant les différentes couches de résine sacrificielle à enduire pour structurer la poutre suspendue.

II.3.2.1 COMBLAGE DES GAPS DES LIGNES COPLANAIRES

Le schéma (a) de la figure II.13 illustre les défauts obtenus en utilisant un procédé de couchage de résine « AZ 1529 » standard :

- ✓ Etalage par centrifugation avec capot de la tournette ouvert
- ✓ Accélération : $a=5000\text{trs}/\text{min}/\text{s}$
- ✓ Vitesse : $v=5000\text{ trs}/\text{min}$
- ✓ Temps : $t=30\text{s}$

On obtient un profil incurvé avec présence de bourrelets et la résine ne comble que partiellement la largeur de fente. Le schéma (b) représente le profil attendu, c'est-à-dire un profil bombé. Cette forme a pu être obtenue en testant différents procédés de dépôt de la résine « AZ 1529 ».

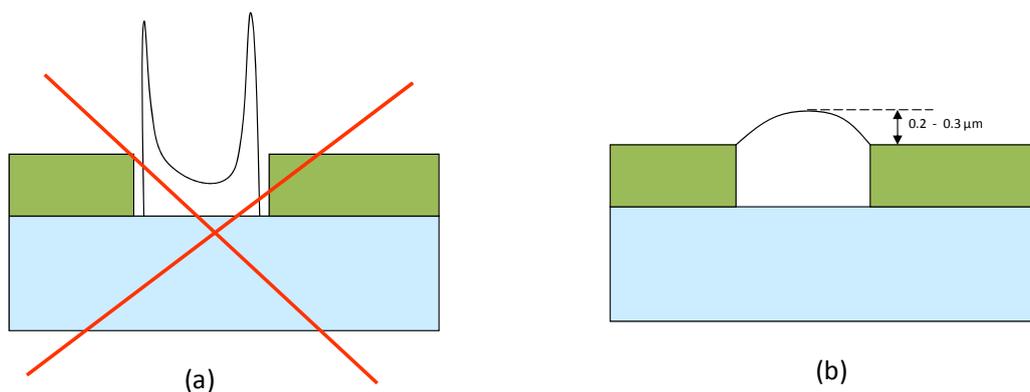


Figure II.13 : Comblement des gaps des lignes coplanaires. Résultats obtenus avec un procédé habituel d'enduction (a) et objectif à atteindre (b)

La solution consiste à prévoir le couchage en 2 étapes à capot ouvert, c'est-à-dire sous atmosphère ambiante: tout d'abord une vitesse et une accélération faibles pendant 10s pour

que la résine puisse pénétrer dans les gaps des lignes coplanaires et ensuite une vitesse et une accélération plus grandes pour étaler la résine de manière homogène et fixer son épaisseur (l'épaisseur doit être légèrement supérieure à la profondeur des gaps). Les paramètres d'enduction sont décrits dans le tableau II.1 pour les deux phases.

	1 ^{ère} phase	2 ^{ème} phase
Accélération a (trs/min/s)	500	5000
Vitesse v (trs/min)	350	5000
Temps t (s)	10	30

Tableau II.1 : Paramètres de dépôt de la résine sacrificielle pour combler les gaps

Un pré-recuit à 105°C pendant 1min est réalisé. L'insolation est ensuite réalisée en utilisant le masque inverse de celui qui nous a permis de graver les lignes coplanaires. La dernière étape consiste à réaliser un recuit à 150°C qui va permettre de faire fluer la résine et de stabiliser le profil. La figure II.14 met en évidence le fait qu'il faut prévoir d'élargir les cotes du masque pour remplir toute la largeur de gap.

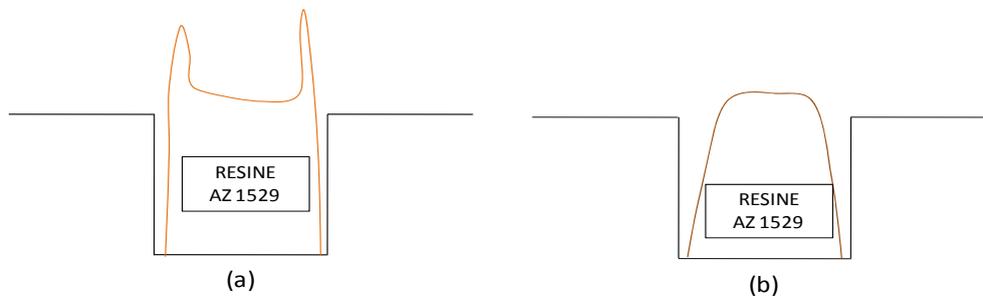


Figure II.14 : Illustration avant (a) et après post-recuit (b)

II.3.2.2 EMPILEMENT DES COUCHES DE RESINE SACRIFICIELLE

La figure II.15 illustre le problème relié à l'enduction de la couche sacrificielle sur la première couche de résine. Un post-recuit à 150°C pendant 1min10 de la première couche aboutit au profil (a) de la seconde couche de résine. Ainsi pour évaporer tous les solvants pour créer une meilleure adhérence (schéma (b)) il est nécessaire d'augmenter le temps de recuit de la résine de comblage à 2min30.

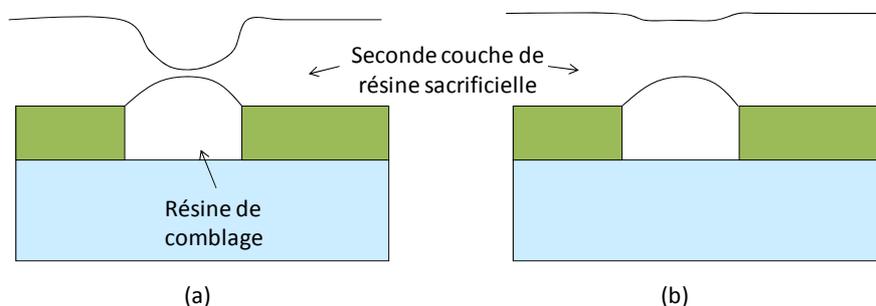


Figure II.15 : Problème d'adhérence d'une seconde couche de résine sur de la résine « AZ 1529 » - (a) structuration à éviter - (b) structuration visée

Toutefois l'inconvénient de cette méthode est qu'elle nécessite 2 recuits à 150°C pendant 2min30 de la résine sacrificielle pour définir la forme de la poutre suspendue. Ceci rend la tâche de gravure humide de la résine sacrificielle d'autant plus difficile. Une montée en température du bain d' « AZ 100 remover » jusqu'à 80°C pour libérer les structures sera requise.

II.3.2.3 STRUCTURATION DES PLOTS DE CONTACT

Après avoir couché 4.5 μm de résine pour fixer la distance à parcourir par la poutre afin d'établir le contact sur la ligne de transmission, la résine « AZ 1505 » est utilisée pour obtenir des plots de contact de hauteur comprise entre 0.8 et 1.3 μm . Les paramètres sont décrits dans le tableau II.2 pour une enduction capot ouvert.

Accélération (trs/min/s)	a	5000
Vitesse v (trs/min)		3800
Temps t (s)		30

Tableau II.2 : Paramètres de dépôt de la résine sacrificielle pour fixer la hauteur de plot

La résine déposée a une épaisseur finale de 0.5 μm pour fixer la hauteur de résine sous les structures à 5 μm (figure II.16).

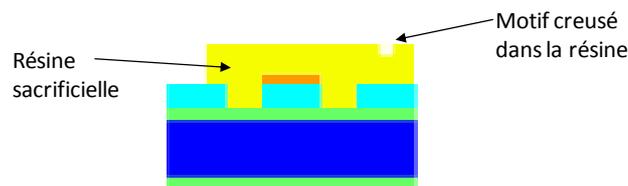


Figure II.16 : Résine sacrificielle avant dépôt des couches d'or pour structurer la poutre

II.3.3 PROFILS DE POUTRE OBTENUS APRES LIBERATION DE LA RESINE SACRIFICIELLE

La figure II.17 montre un exemple de profil de poutre de microcommutateur à configuration série, après gravure humide de la couche sacrificielle et séchage au CO₂ supercritique. Les résultats démontrent qu'il est possible d'obtenir des poutres relativement planes. Le profil de microcommutateur pris comme exemple affiche une hauteur de poutre proche de 6 μm . Nous obtenons des valeurs comprises entre 5.1 et 6.5 μm sur la plaque entière.

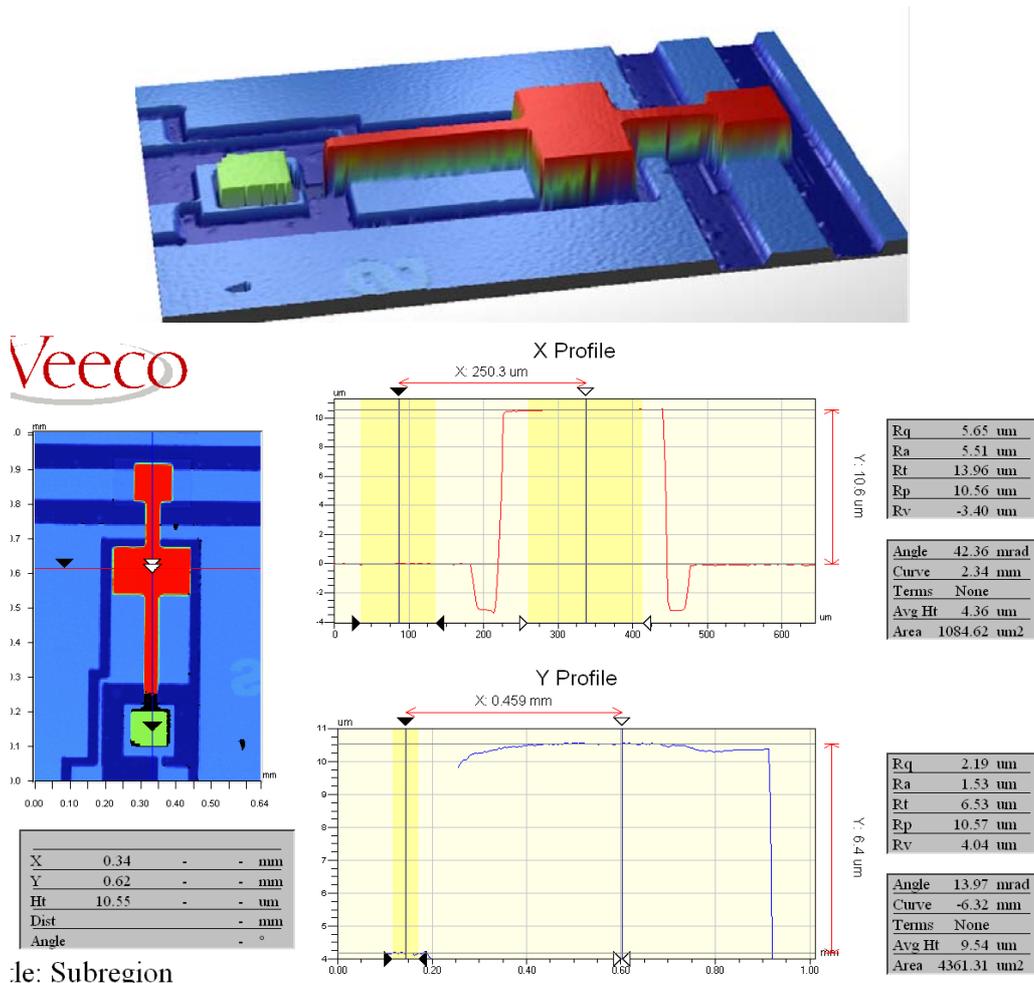


Figure II.17 : Exemple de déflexion du microcommutateur résistif à configuration série

II.4 CONCLUSION

Deux types de structures de test ont été conçus et fabriqués. Le premier type est constitué de structures pont DC qui sont actionnées mécaniquement à l'aide de la pointe du nanoindenteur. Ces structures ont l'avantage de pouvoir être actionnées sous une gamme de force de contact large et permettent un contrôle précis du déplacement et de la force de contact. La mesure de la résistance de contact DC est de plus simple à mettre en œuvre. Un premier lot de structures de test est fabriqué dans le laboratoire du LETI et comporte le plot de contact sur le substrat de silicium. Face aux difficultés de fabrication en centrale technologique, peu de véhicules ont été fournis au laboratoire CNES/NovaMEMS. Un deuxième lot, comportant le plot de contact directement sous la membrane du pont, doit être fabriqué au LAAS. La fabrication a pris du retard et les véhicules de test sont toujours en attente.

Le deuxième type de véhicules de test est constitué de structures RF mobiles à actionnement électrostatique. Une réflexion a été apportée pour concevoir des microcommutateurs MEMS RF à contact résistif à faible tension d'actionnement. Ainsi nous

avons concentré nos efforts pour reproduire les conditions réelles d'établissement du contact, comme l'intensité de la force de contact, le point d'application de la force ou encore sa direction. Les mesures de résistance seront réalisées en mode radio-fréquence. Des analyses en éléments finis électromécaniques seront nécessaires pour déduire la force de contact engendrée sous la tension d'actionnement de la structure. Les véhicules de test développés ont été conçus pour fonctionner en générant une force de contact proche de $5\mu\text{N}$. Cette force peut paraître faible et la littérature ne répertorie que des valeurs de force de contact générées par les microcommutateurs entre $10\mu\text{N}$ et 10mN . Peu de valeurs de résistance de contact sont répertoriées pour des valeurs en dessous de $10\mu\text{N}$, alors que de plus en plus d'applications de microcommutateur requièrent des tensions d'actionnement faibles pour la compatibilité électroniques.

II.5 REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES DU CHAPITRE II

- [1] J. Schimkat, « Contact measurements providing basic design data for microrelay actuators » 1999 Sensors Actuators A 73 138-143
- [2] L.L. Mercado, S-M. Kuo, T-Y. Tom Lee, L. Liu, “A mechanical approach to overcome RF MEMS switch stiction Problem”, 2003 IEEE, Electronic Components and Technology Conf, pp. 377-384

CHAPITRE III : VALIDATION D'UN LOGICIEL D'ANALYSE EN ELEMENTS FINIS POUR SIMULER LE CONTACT METAL-METAL DES MICROCOMMUTATEURS

III.1 INTRODUCTION

III.1.1 INTERET D'EMPLOYER UNE METHODE NUMERIQUE OU ANALYTIQUE PAR RAPPORT A LA METHODE EXPERIMENTALE

La méthode expérimentale se heurte à plusieurs obstacles, au niveau de la technologie de fabrication ainsi qu'au niveau des mesures expérimentales.

En effet l'optimisation du procédé de fabrication pour tester un seul candidat de matériaux de contact ou une seule forme de plot de contact peut s'avérer très longue à réaliser. Par ailleurs, nous sommes vite limités par les matériaux disponibles en centrale technologique. Sur le plan expérimental, il est difficile de reproduire les conditions réelles d'opération des microcommutateurs, notamment au niveau de l'application de la force de contact. Finalement, cette méthode est très coûteuse alors que l'interprétation des résultats peut s'avérer très difficile lorsque divers phénomènes physiques peuvent entrer en jeu en même temps (échauffement, fluage, contamination de surface...).

Une méthode numérique ou analytique, par contre, ne nous contraint pas dans le choix du matériau, de la topologie, de l'architecture et de l'état de surface. De plus, il est possible d'étudier chaque paramètre de manière indépendante.

III.1.2 INTERET D'UNE METHODE NUMERIQUE PAR RAPPORT A LA METHODE ANALYTIQUE

Un grand intérêt a été porté au développement de modèles de contact rugueux. Les modèles de contact rugueux stochastiques et fractals présentent toutefois l'inconvénient de se baser sur de nombreuses approximations analytiques. Ainsi les déformations volumiques de corps élastiques ainsi que les larges déformations en mode plastique sont négligées. Souvent les interactions entre aspérités ne sont pas prises en considération ou se basent encore sur certaines approximations analytiques. L'utilisation d'une méthode numérique présente un intérêt grandissant avec les progrès réalisés au niveau des moyens de calculs informatiques. Cette approche est particulièrement bien adaptée pour l'étude des déformations élastoplastiques et assez robuste pour considérer les déformations volumiques ainsi que les interactions entre aspérités de rugosité.

III.1.3 CHOIX D'UNE METHODE NUMERIQUE

Avec la croissance vertigineuse des moyens informatiques, l'utilisation d'un logiciel d'analyse en éléments finis pour modéliser la rugosité présente un grand intérêt pour étudier le contact entre surfaces.

Pour confirmer le choix d'une analyse numérique dans notre méthodologie de modélisation du contact de microcommutateur, il est crucial de tester les outils de simulations numériques que nous avons à disposition au laboratoire pour vérifier qu'au moins un d'entre eux réponde à notre besoin.

Nous allons sélectionner un logiciel de simulation éléments finis pour l'analyse de contact mécanique. La combinaison des simulations mécaniques avec d'autres comportements physiques est par ailleurs intéressante pour prendre en compte les effets de conduction de chaleur ou de courants électriques à travers l'aire de contact. Ainsi un logiciel multiphysique va être testé de préférence.

III.2 VALIDATION D'UN OUTIL NUMERIQUE POUR SIMULER LE CONTACT

Les problèmes de contact sont hautement non-linéaires et nécessitent des ressources informatiques importantes. Dans cette partie, la validation et les capacités de la plateforme numérique qui est utilisée au LAAS pour réaliser les simulations numériques de contact sont examinées. Deux logiciels commerciaux éléments finis sont notamment disponibles:

- L'outil standard de l'industrie pour l'analyse en éléments finis ANSYS (version 11), historiquement réputé dans le domaine mécanique et thermique
- L'outil multiphysique COMSOL MULTIPHYSICS (COMSOL 3.4), anciennement FEMLAB. COMSOL MULTIPHYSICS est né en 2005 et est doté de modules dédiés à la simulation multiphysique (structure, électromagnétique, chimique, MEMS, thermique...)

L'objectif de cette partie est le suivant: trouver le meilleur candidat pour simuler des problèmes de contact mécanique, avec un temps de calcul réduit et une bonne précision sur les résultats. On exigera également de l'outil de pouvoir simuler des problèmes de contact mécanique, couplés avec d'autres physiques (conduction thermique, conduction électrique...). Nous traitons seulement les problèmes de contact sans frottement qui ne font intervenir que la force de contact normale.

Après une description du principe de modélisation du contact avec les deux outils, une comparaison des deux logiciels va être opérée pour trois problèmes de contact différents, incluant une non-linéarité de contact seule ou couplée avec des non-linéarités géométriques et de matériaux. Nous présenterons ensuite le principe d'analyse électromécanique avec les deux logiciels. Finalement, les originalités et inconvénients de chaque logiciel seront dressés pour élire le meilleur candidat pour notre besoin dans l'analyse des contacts de microcommutateurs MEMS RF.

Le candidat retenu sera ensuite testé pour traiter des problèmes de contact typiquement rencontrés dans l'étude des microcommutateurs à contact métal-métal.

III.2.1 PRINCIPE DE MODELISATION ELEMENTS FINIS DU CONTACT

Les corps en contact sont divisés en éléments planaires bidimensionnels, axisymétriques ou tridimensionnel. Entre les nœuds extérieurs qui sont susceptibles d'entrer en contact

pendant le chargement, est défini un ensemble d'éléments de contact. Les propriétés des matériaux, les conditions aux limites et les chargements nodaux sont également indiqués. Les programmes ont des interfaces graphiques pour aider à la génération des maillages, bien qu'avec ANSYS il soit recommandé de générer un fichier « script » pour construire le modèle. Une interface de prétraitement est généralement utilisée pour créer un fichier d'entrées. Puis les résultats sont analysés par un post-traitement. Les performances de ces interfaces utilisateur facilitent la compréhension des phénomènes physiques mis en jeu.

Pour résoudre un problème non-linéaire de contact mécanique avec les outils commerciaux ANSYS et COMSOL, il est nécessaire de construire un modèle de contact cohérent et de régler les paramètres de contact correctement.

III.2.1.1 DEFINITION DES PAIRES DE CONTACT

Ainsi, une fois la géométrie réalisée, il est crucial de bien définir les paires de contact, c'est à dire les deux surfaces frontières qui sont susceptibles d'entrer en contact (figure III.1). Le tableau III.1 résume les caractéristiques de chaque surface de contact. L'utilisateur doit ainsi spécifier une surface de destination « contact » ou « slave » et une surface source (cible) « target » ou « master ». La surface cible doit être plus rigide que la surface de contact. Ensuite, la surface de contact devra être de préférence convexe et la surface cible plane ou concave. Pour faciliter la convergence du problème de contact, la surface de contact sera maillée plus finement que la surface cible.

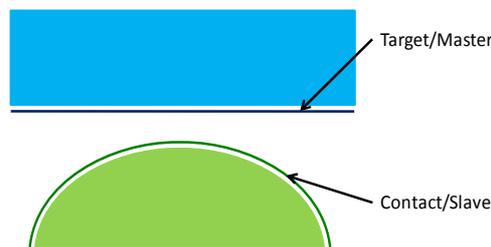


Figure III.1 : Paire de contact

	ANSYS	COMSOL	Rigidité du matériau de contact	Profil de surface	Maillage	Dimensions de la surface de contact
PAIRE DE CONTACT	CONTACT surface	SLAVE surface	Matériau de surface le plus mou	Surface convexe	Maillage plus fin	Surface plus petite
	TARGET surface	MASTER surface	Matériau de surface le plus dur	Surface plane ou concave	Maillage plus grossier	Surface plus large

Tableau III.1 : Définition des paires de contact dans les environnements ANSYS et COMSOL

III.2.1.2 DEFINITION DES PARAMETRES DE CONTACT

III.2.1.2.1 PARAMETRES DE CONTACT A REGLER

Pour résoudre un problème de contact non-linéaire avec les outils ANSYS et COMSOL, nous choisissons la méthode du Lagrangien augmenté. Cette méthode consiste en une méthode de pénalité avec contrôle de la pénétration (Annexe C). ANSYS offre également la possibilité d'utiliser d'autres algorithmes de contact pour résoudre des problèmes de contact tels que la pénalité ou les multiplicateurs de Lagrange.

Ensuite, nous devons définir des paramètres de contact. Un des paramètres clés est la constante de raideur de contact, dénotée FKN dans ANSYS. La raideur de contact est définie comme étant égale à la constante de raideur multipliée par la raideur des éléments de contact sous-jacents :

$$k_{contact} = FKN \times f(k_{sous-jacent})$$

Dans COMSOL cette constante de raideur de contact se retrouve dans le facteur de pénalité p_n , défini comme un facteur d'échelle de la raideur des éléments frontières divisée par une longueur typique (taille de la maille).

Dans le logiciel COMSOL, l'utilisateur devra également régler la pression de contact initiale T_n . Elle peut être difficile à évaluer, alors que c'est un paramètre essentiel pour la convergence dans les problèmes de contact commandés en force.

Dans ANSYS, un deuxième facteur pourra être ajusté : il s'agit de la pénétration maximale FTOLN (constante définie par l'utilisateur multipliée par l'épaisseur des éléments sous-jacents). La compatibilité du contact est satisfaite si la pénétration est comprise dans la tolérance permise.

Les logiciels ANSYS et COMSOL choisissent automatiquement les constantes FKN et p_n , apportant ainsi quelques commodités à l'utilisateur, celui-ci n'ayant plus qu'à définir un facteur d'échelle.

Cependant, ce facteur d'échelle devra être optimisé pour obtenir des résultats fiables avec un temps de calcul raisonnable. En effet, la raideur de contact est un paramètre très important qui affecte la précision des résultats et le comportement de convergence. Une rigidité plus élevée donne une meilleure précision, mais avec une convergence plus difficile. La tolérance de pénétration affecte également la convergence et la précision, même si dans une moindre mesure que la rigidité de contact.

III.2.1.2.2 MISE EN EVIDENCE DE L'INFLUENCE DE LA RAIDEUR DE CONTACT SUR LA CONVERGENCE DES RESULTATS

Pour mettre en évidence l'influence de la constante de raideur de contact sur les résultats mécaniques, nous considérons un problème de contact axisymétrique comportant une aspérité de hauteur 6nm et de rayon 50nm. Le choix des dimensions a été réalisé suite aux observations faites sur les relevés topographiques de surfaces en or évaporé. Les propriétés

des matériaux sont choisies élastoplastiques. Nous traitons le cas avec le logiciel commercial ANSYS. Le modèle maillé est illustré sur la figure III.2.

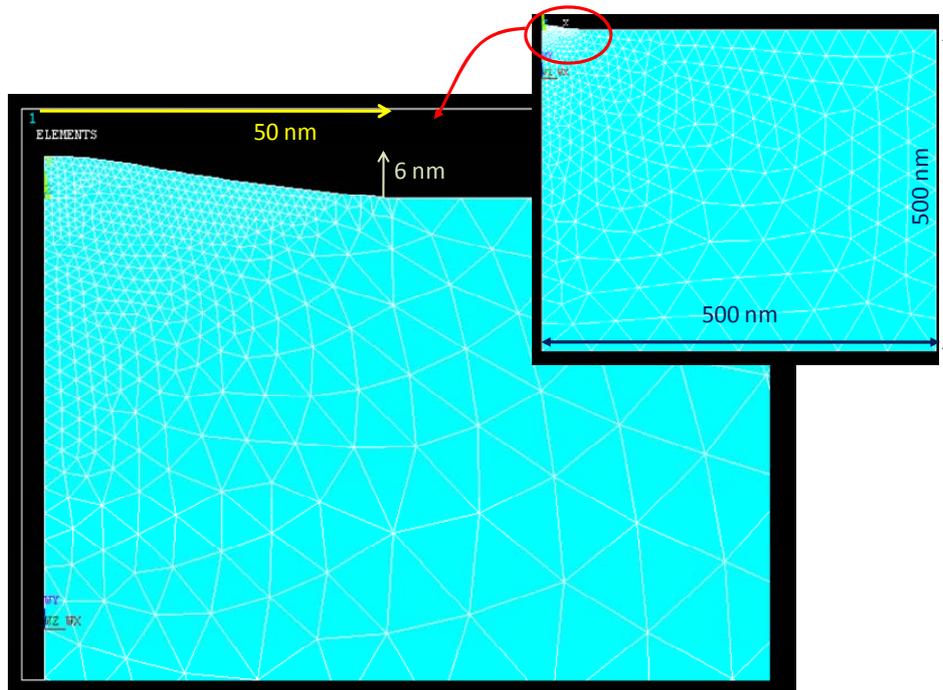


Figure III.2 : Modélisation ANSYS de l'aspérité en axisymétrie

Nous imposons à la surface cible un déplacement de 0.5 à 5.5 nm. Pour évaluer l'influence de la raideur de contact et réussir à déterminer le facteur minimal à prendre en compte dans cet exemple, nous faisons varier FKN entre 0.1 et 1000. Pour chaque déplacement imposé, nous suivons la contrainte équivalente maximale de von Mises ainsi que la longueur de contact. La figure III.3 et le tableau III.2 montre l'évolution de ces deux paramètres en fonction de la valeur de FKN pour un déplacement imposé de 0.5 nm.

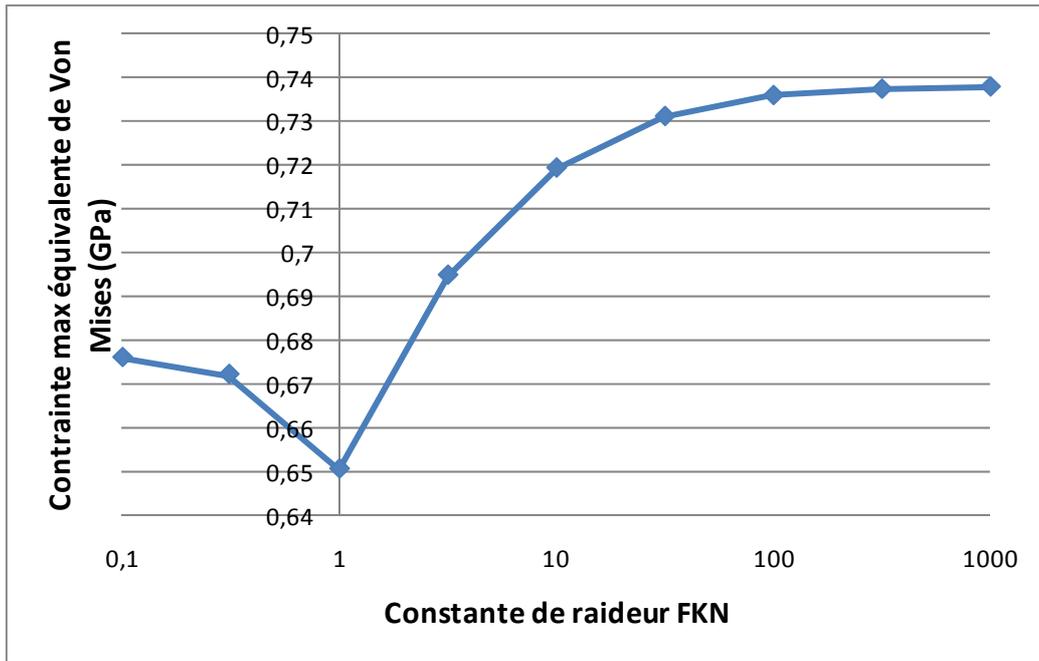


Figure III.3: Contrainte maximale équivalente de Von Mises en fonction de la constante de raideur de contact

FKN	longueur de contact (nm)
0,1	7,489
0,31	7,485
1	7,480
3,16	6,333
10	5,756
31,62	5,756
100	5,755
316	5,755
1000	5,754

Tableau III.2 : Longueur de contact en fonction de la constante de raideur de contact

Ces résultats montrent l'importance du choix de la constante de raideur dans nos calculs. Dans ce cas précis, un FKN de 10 procure une précision satisfaisante. Le choix d'un FKN supérieur alourdirait les calculs sans améliorer de façon notable la précision. L'influence de la constante de raideur a de même été mise en évidence pour les déplacements plus importants.

III.2.1.3 SOLUTION PAR INCREMENTS DE CHARGE

Typiquement, les problèmes de contact impliquent des charges distribuées sur de petites surfaces de contact. Ceci a pour conséquence des gradients de contraintes importants dans les éléments au voisinage du contact. Le maillage dans cette région doit alors être assez raffiné. Ainsi, même le simple contact de Hertz a besoin d'être analysé avec un maillage suffisamment fin pour avoir des résultats précis. Les non-linéarités associées au contact,

telles que la raideur de contact ou la plasticité font que la solution est généralement liée au trajet de chargement. Ceci requiert alors que la charge (ou le déplacement) soit appliquée incrémentalement, une solution étant recherchée à chaque incrément (figure III.4). On utilisera des incréments plus petits si la convergence est difficile ou plus grands si elle est aisée. Pour obtenir une convergence à chaque sous-étape, on définit des itérations d'équilibre qui sont des solutions de correction. Ces calculs itératifs successifs conduisent rapidement à des temps de calcul prohibitifs lorsqu'un maillage fin est également nécessaire. C'est notamment le cas des analyses tridimensionnelles, lorsqu'on prend en compte la rugosité de surface.

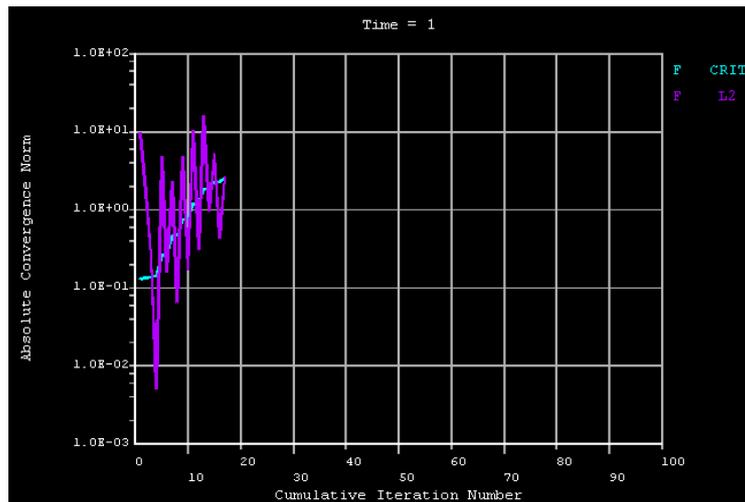


Figure III.4 : Exemple de convergence dans ANSYS. Le résidu (déséquilibre des forces) apparaît en violet foncé, le critère de convergence en force en bleu clair. Lorsque le résidu passe sous le critère, la sous-étape a convergé, et l'incrément de charge suivant est appliqué.

III.2.2 CAS D'UN PROBLEME DE CONTACT ELASTIQUE DE HERTZ STATIQUE

Pour réaliser l'étude de comparaison entre ANSYS et COMSOL, un problème de contact simple est d'abord analysé. L'objectif est de valider les résultats de contact pour les deux logiciels éléments finis avec des valeurs analytiques issues de la théorie de Hertz. Le modèle numérique consiste en une sphère en or pressée sur un massif en ruthénium. Les deux matériaux sont considérés comme étant élastiques, homogènes et isotropes. De plus, les frottements sont inexistantes et le problème consiste en des petites déformations. Le problème a été simplifié en utilisant des éléments axisymétriques. Le maillage a été affiné au niveau du contact (figure III.5). On impose pour chargement une force appliquée sur un nœud de la sphère et tout déplacement des nœuds appartenant à la base du massif est bloqué.

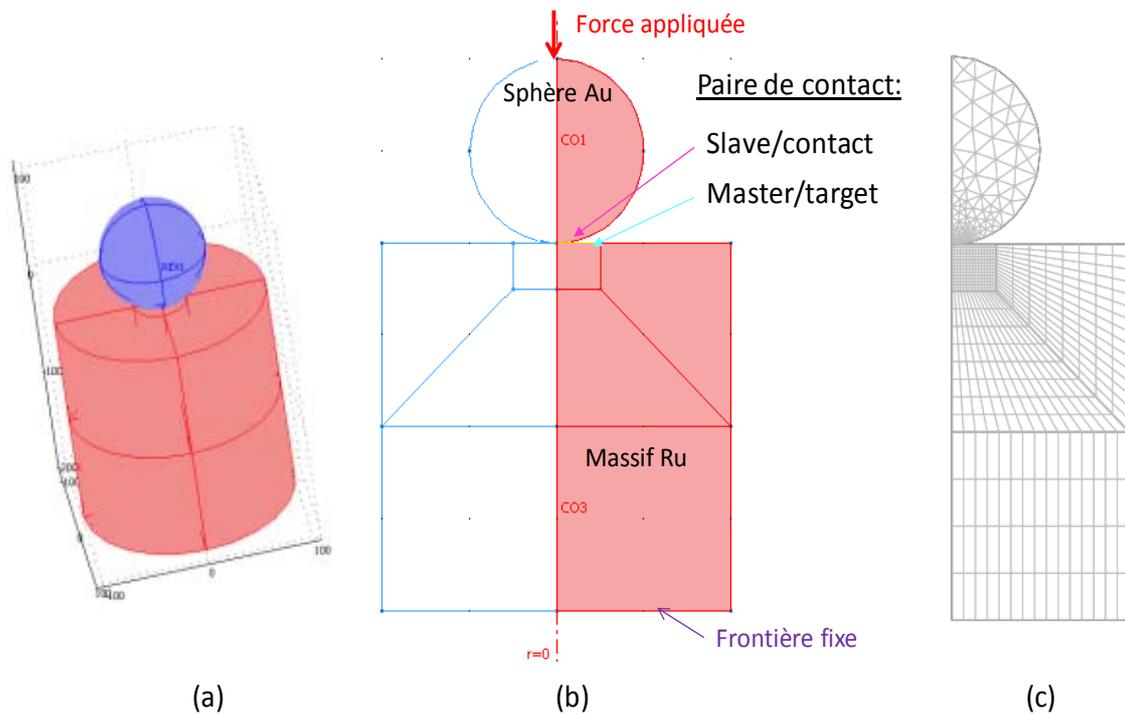


Figure III.5 : Modèle de contact de Hertz statique. Représentation 3D dans COMSOL (a), modèle axisymétrique COMSOL avec définition des paires de contact et des conditions aux limites (b) et exemple de maillage de la structure (c)

Les paramètres de sortie, pression maximale à l'interface de contact et rayon de contact, sont simulés avec COMSOL Multiphysics et ANSYS et ensuite comparés avec les valeurs analytiques calculé avec la théorie de Hertz (figure III.6).

Les modèles de contact construits sous ANSYS et COMSOL ont le même nombre de degrés de liberté afin de pouvoir comparer de façon précise les deux outils de simulation. De plus, tous les calculs ont été lancés sur la même machine pour pouvoir comparer exactement les performances.

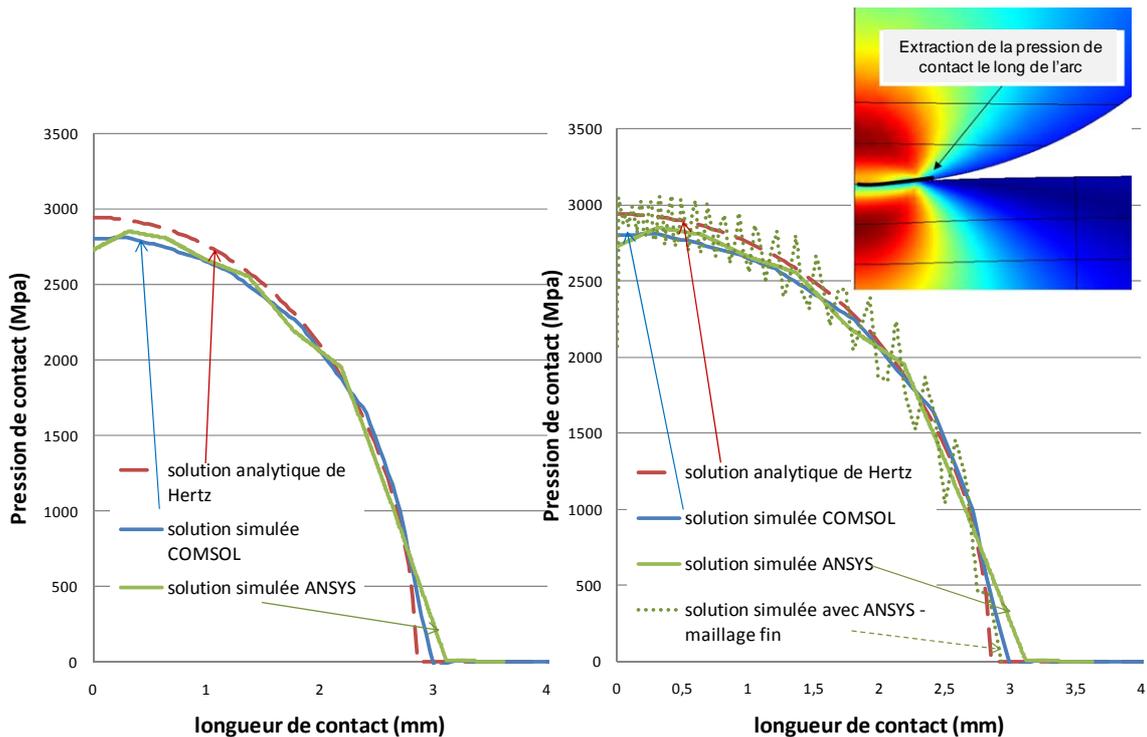


Figure III.6 : Distribution de la pression en surface : solution analytique (théorie de Hertz), solution simulée avec COMSOL 3.4 et solutions simulées avec ANSYS 11

Les résultats de simulation montrent que la pression maximale de contact diffère de la solution de HERTZ d'au plus 5% et le rayon de contact présente un écart maximal de 11%. Pour assurer la précision des résultats obtenus dans notre problème de contact, le maillage doit être suffisamment raffiné pour assurer la convergence des résultats. La densité du maillage est ainsi augmentée dans COMSOL mais montre peu d'impact sur les résultats alors que pour ANSYS un maillage plus fin permet d'obtenir de meilleurs résultats mais au prix de sévères aberrations numériques, comme illustré sur le deuxième graphe de la figure III.9. Les calculs sont réalisés sur un processeur XEON. Pour un nombre de degrés de liberté donné, le temps de calcul varie en fonction du nombre d'incrément de force choisi. Cependant, en général, les résultats sont obtenus en 3h approximativement avec COMSOL et 7 min avec ANSYS pour 21515 degrés de liberté (tableau III.3).

	COMSOL	ANSYS	ANSYS – maillage fin
Pression maximale de contact	4.82 %	5.80%	0.14%
Rayon de contact	4.21%	10.88%	2.81%
Temps de simulation	2h30min	7 min	1h30min

Tableau III.3 : Ecart entre résultats analytiques et résultats simulés et temps de calcul

Finalement la bonne corrélation des résultats permet de valider nos modèles numériques en élasticité. Toutefois, le temps de calcul réduit donne un avantage certain au simulateur ANSYS.

Il est important de noter que le problème de contact de Hertz modélisé avec Comsol et Ansys est contrôlé en force et implique ainsi des instabilités numériques produites par les distorsions du maillage lors de la déformation. Un nombre d'incrément de charge important est nécessaire pour faciliter la convergence du problème. Dans le cas où le chargement est appliqué par un déplacement, la convergence peut être nettement facilitée et le temps de calcul réduit.

En pratique, la théorie de Hertz est inadaptée pour traiter la grande variété des problèmes technologiques. Le modèle de contact peut par exemple présenter de grandes déformations ou des déformations plastiques, impliquant des calculs bien plus volumineux.

III.2.3 ANALYSE DU CONTACT POUR UN PROBLEME PRESENTANT DE GRANDES DEFORMATIONS

L'étude porte sur le contact entre une sphère rigide et une membrane déformable. Une seconde membrane a été ajoutée sous la première pour créer un second contact entre deux corps flexibles. Le problème est axisymétrique et sans frottement. Le matériau considéré est l'or, matériau homogène, élastique et isotrope. Le modèle de contact est illustré sur la figure III.7.

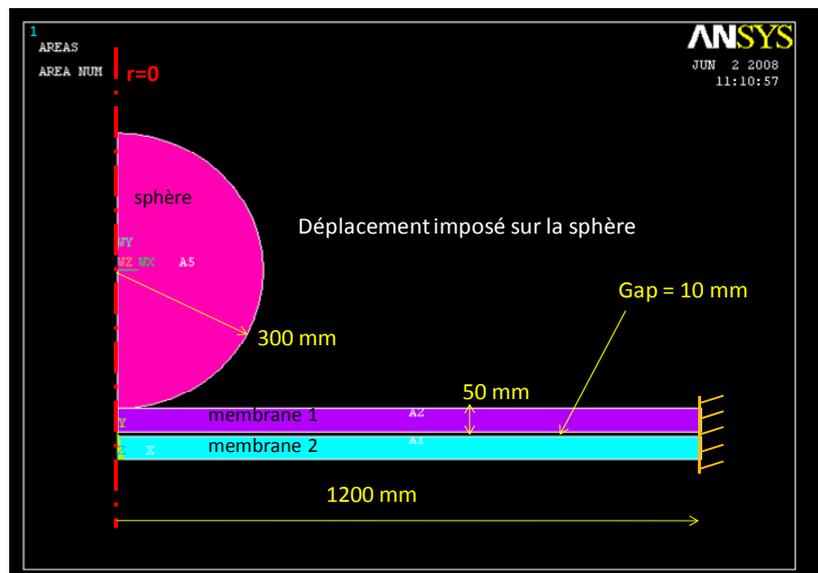


Figure III.7 : Définition du modèle de contact dans ANSYS 11

Le problème est contrôlé en déplacement plutôt qu'en force pour faciliter la convergence. Le déplacement est imposé à l'ensemble des nœuds de la sphère, considérée alors comme rigide. Par rapport au problème de contact de Hertz précédemment étudié, des difficultés supplémentaires ont été ajoutées au modèle. Il s'agit des grandes déformations que vont subir les deux membranes ainsi que le fait que les deux corps flexibles ne soient pas en contact initialement. La présence d'un gap initial entre deux surfaces de contact peut en effet être problématique dans la convergence du problème en raison du changement de

statut qui cause un changement brusque de rigidité. Dans ce modèle le statut de contact entre les deux membranes passe d' « ouvert » à « fermé » quand le déplacement augmente.

COMSOL et ANSYS calculent la solution de contact pour un déplacement imposé de 100mm. Les résultats de déformée et de distribution des contraintes sont illustrés sur la figure III.8.

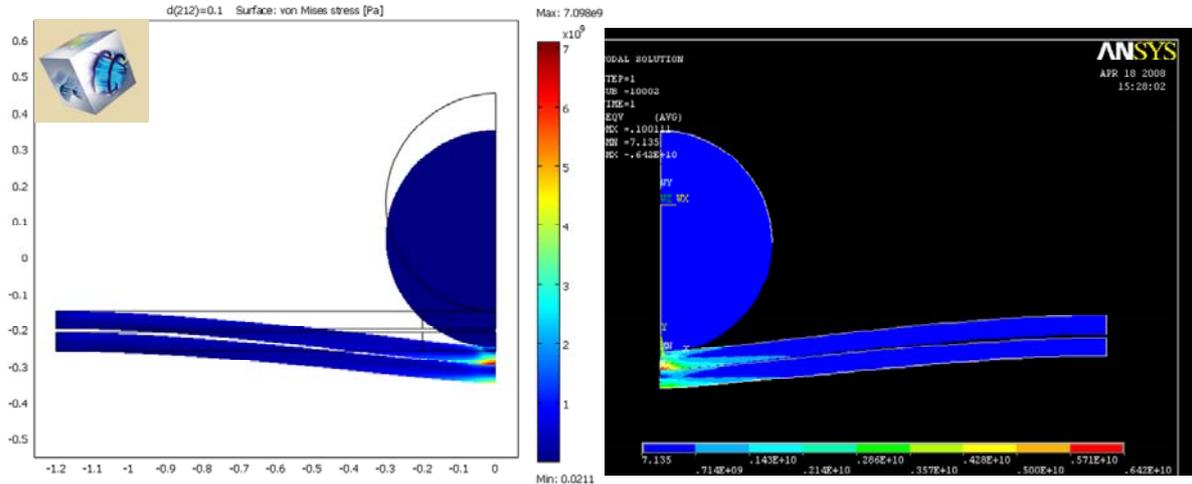


Figure III.8 : Distribution des contraintes de Von Mises et déformations des membranes pour un déplacement imposé de la sphère de 0.1 m

Ensuite, le graphe de la figure III.9 montre la distribution de la pression de contact pour les deux régions en contact.

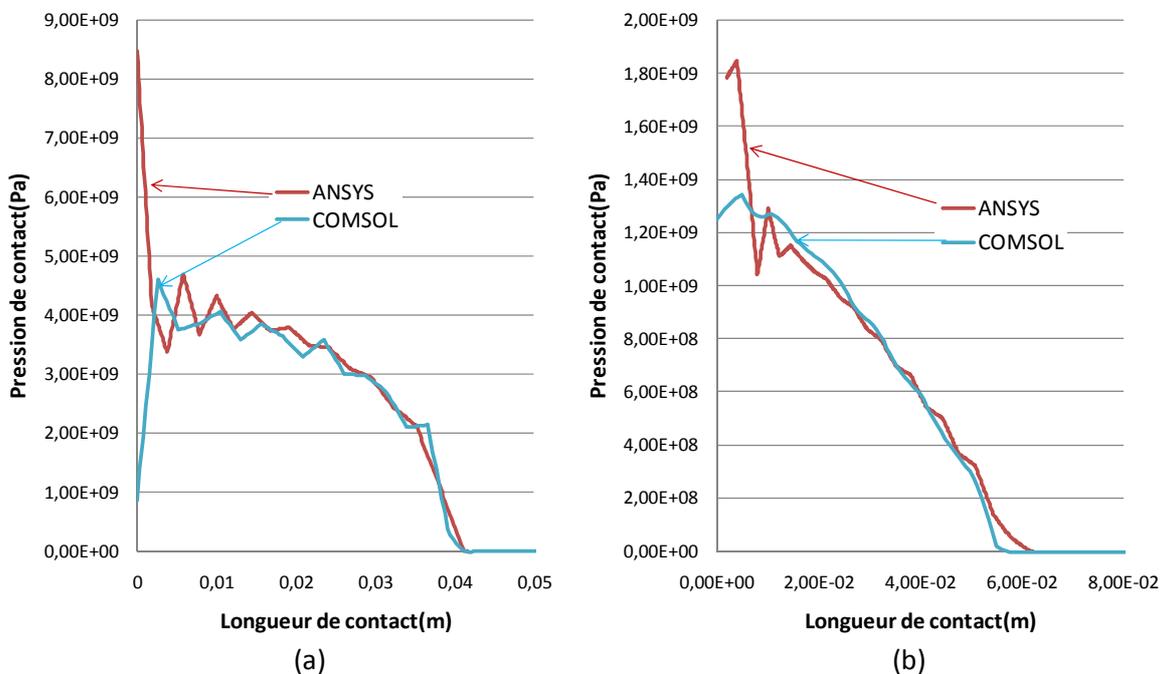


Figure III.9 : Distribution de la pression de contact en surface. Premier contact entre la sphère et la membrane 1 (a), second contact entre les deux membranes déformables (b).

Malgré les aberrations numériques, spécialement avec ANSYS, les courbes se superposent, reflétant l'aptitude des deux modèles éléments finis à traiter des analyses de contact avec

grandes déformations. Cependant, alors que le temps de simulation est très faible avec ANSYS (quelques minutes), l'analyse COMSOL peut prendre plusieurs heures pour atteindre la convergence de la solution.

III.2.4 ANALYSE DU CONTACT POUR UN PROBLEME PRESENTANT DE GRANDES DEFORMATIONS ET UTILISANT UN MATERIAU ELASTOPLASTIQUE

Le modèle de contact est conservé mais le matériau élastique est remplacé par un matériau élastoplastique. Ce modèle de contact présente ainsi trois types de non-linéarités : non-linéarité de statut, non-linéarité géométrique (grands déplacements) et non-linéarité de matériau (élastoplasticité).

La limite élastique est introduite et le comportement du matériau est décrit par une courbe de contraintes-déformations bilinéaire. Les propriétés du matériau sont décrites sur la figure III.10 et correspondent à celle de l'or. Le modèle est à nouveau contrôlé en déplacement avec un déplacement imposé de 100mm. Cependant, des difficultés de convergence ne permettent d'obtenir une solution convergée avec COMSOL que pour un déplacement maximal de 77.5mm. La distribution des contraintes ainsi que la déformée des modèles sont illustrées sur la figure III.11.

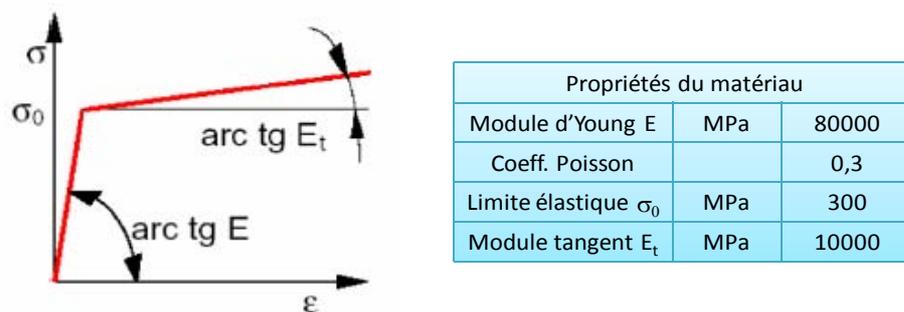


Figure III.10 : Description des propriétés du matériau élastoplastique

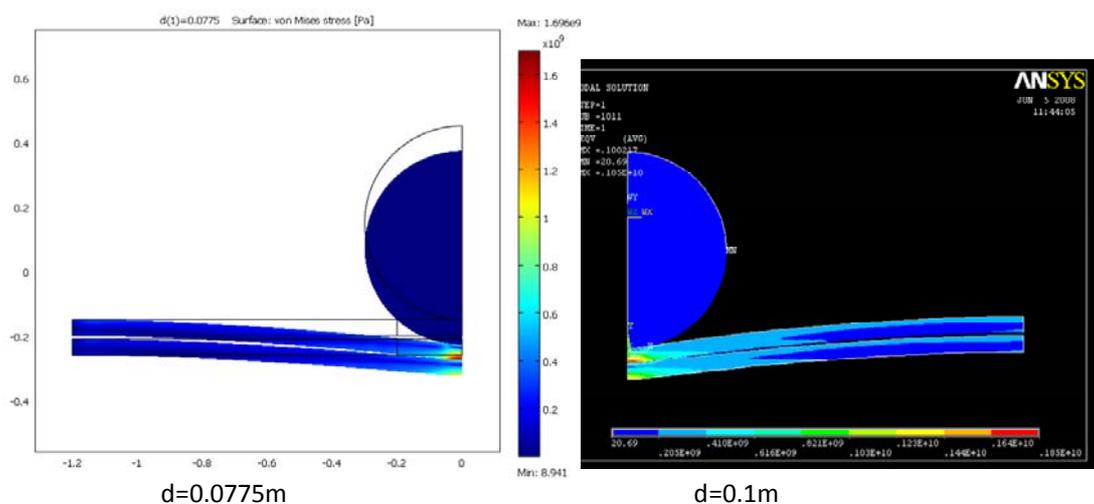


Figure III.11 : Distribution des contraintes de Von Mises et déformations des membranes pour un déplacement imposé de la sphère de 77.5mm avec COMSOL et 100mm avec ANSYS

Le graphe de la figure III.12 montre la distribution de la pression de contact pour les deux régions en contact et pour un déplacement imposé de 77.5mm. Il met en évidence des écarts entre les solutions calculées pour les deux modèles numériques. Cet écart est plus important pour le premier contact (rigide à flexible).

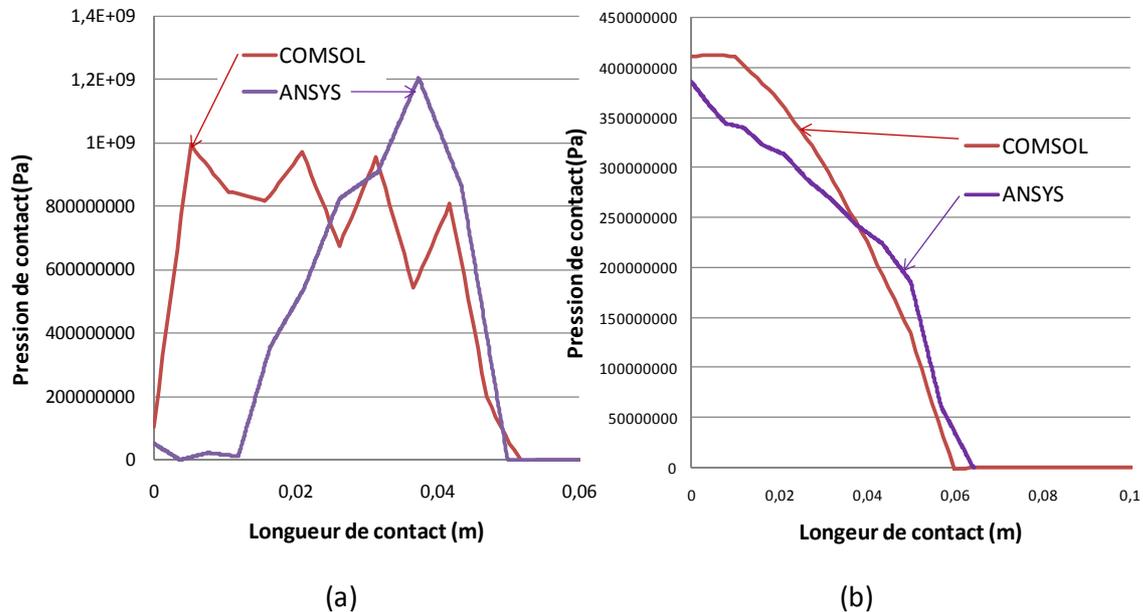


Figure III.12 : Distribution de la pression de contact en surface. Premier contact entre la sphère et la membrane 1 (a), second contact entre les deux membranes déformables (b)

La convergence du contact est très difficile à obtenir avec COMSOL. L'utilisateur doit passer un temps considérable pour régler les paramètres du modèle numérique aidant à la convergence. ANSYS, au contraire, avec cet exemple, a montré son potentiel pour simuler des problèmes de contact avec non-linéarités de contact, géométriques et matérielles, avec un minimum d'effort de la part de l'utilisateur.

III.2.5 SIMULATIONS MULTIPHYSIQUES

L'utilisation d'un logiciel éléments finis multiphysique permettant de simuler des problèmes de contact mécanique couplés avec d'autres physiques peut être bénéfique pour évaluer directement la résistance de contact électrique entre deux corps conducteurs, ou encore pour analyser les effets thermiques dus au passage du courant. La simulation de contact mécanique couplée avec la conduction de courant électrique ou la conduction thermique se réalise très facilement avec les deux logiciels commerciaux ANSYS et COMSOL. La méthode consiste en du couplage indirect (mécanique et thermoélectrique).

III.2.5.1 ANALYSE MULTIPHYSIQUE AVEC COMSOL

Dans Comsol, l'analyse multiphysique est très simple à mettre en œuvre et intuitive. Nous présentons la méthodologie employée pour évaluer la résistance de contact électrique entre deux matériaux de contact conducteurs, et la mettons en application sur un exemple.

III.2.5.1.1 DESCRIPTION DU PROBLEME

La possibilité pour COMSOL 3.4 de coupler le module électromagnétique avec l'analyse de contact mécanique afin de résoudre un problème de contact qui aborde la conduction de courant électrique est décrite pour un modèle de contact classique de Hertz. Ce modèle consiste en un cylindre massif en or indenté par une demi-sphère en Ruthénium (figure III.13). Les deux matériaux sont supposés élastiques, homogènes et isotropes. De plus, les frottements sont négligés et le problème consiste en de petites déformations. En raison de la symétrie du problème, un modèle axisymétrique est construit.

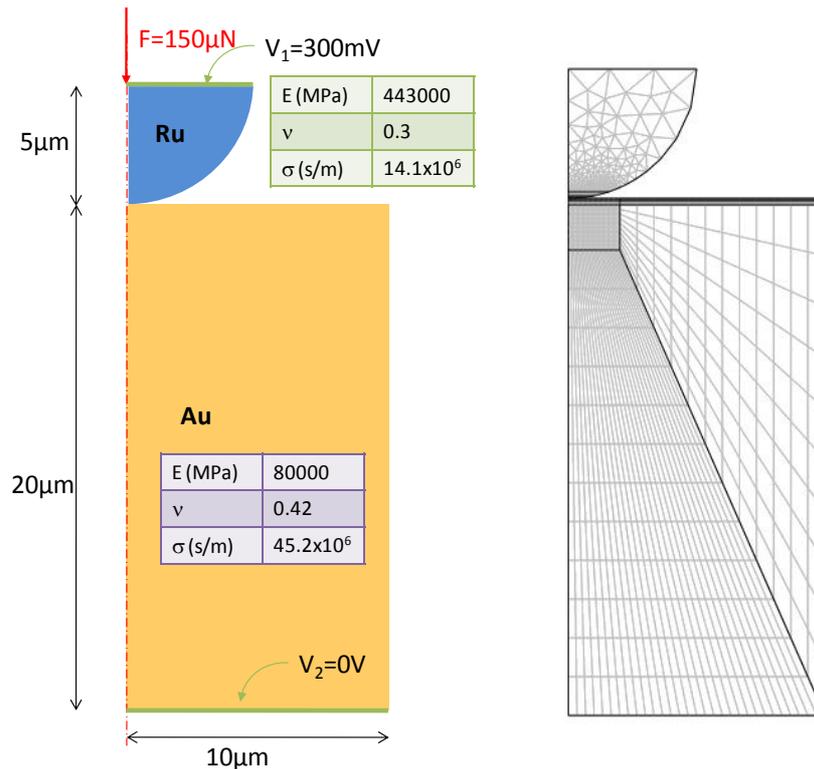


Figure III.13 : Modélisation du contact axisymétrique et maillage

III.2.5.1.2 METHODOLOGIE

La méthode consiste en une analyse séquentielle couplée physiquement. Une simulation de contact mécanique est premièrement réalisée entre les deux corps en contact sous l'effet d'une force (figure III.13) ou d'un déplacement. Le post-traitement génère la distribution de la pression de contact à l'interface. Dans un second temps, une analyse en conduction électrique DC est réalisée en appliquant une différence de potentiel V_1-V_2 ou une densité de courant sur le modèle. Le courant électrique est conduit à travers l'aire de contact mécanique. Finalement, la résistance électrique est extraite en estimant la puissance électrique sur deux sous domaines de chaque côté de l'interface de contact et en calculant l'intensité de courant électrique.

III.2.5.1.3 SIMULATION EN CONDUCTION ELECTRIQUE DC

L'environnement prédéfini pour des cas statiques en conduction DC a été sélectionné. L'équation aux dérivées partielles utilisée (PDE) est :

$$-\nabla \cdot (\sigma \nabla V - J^e) = Q_j$$

Avec V le potentiel électrique, σ la conductivité et Q_j la source de courant. J^e est la densité d'un courant externe, de telle sorte que la densité de courant totale est donnée par $J_{tot} = J + J^e = \sigma E + J^e$, où $E = -\nabla V$ est le champ électrique. Ici $J^e = 0$. Les conditions aux limites utilisées pour les frontières isolantes sont $-n \cdot J = 0$, c'est-à-dire que la composante normale de la densité de courant est nulle. Pour les frontières à potentiel fixé $V = V_0$. On peut également fixer une densité de courant sur une frontière au lieu d'un potentiel électrique $-n \cdot J = J_n$. Généralement, la surface correspondant à la base circulaire de la demi-sphère est définie pour avoir un potentiel fixe ou une densité de courant fixe. La surface inférieure du cylindre massif est fixée à un potentiel nul. Pour les limites intérieures séparant deux domaines 1 et 2, l'équation de continuité s'exprime de la manière suivante : $n \cdot (J_1 - J_2) = 0$

La stabilité des solutions utilisant la méthode des éléments finis est vérifiée en résolvant le problème pour différentes densités de maillage.

La densité de courant est calculée par COMSOL et le courant à travers la structure peut être déterminé en réalisant une intégration linéaire de la densité de courant sur une section du modèle. La densité de courant J dépend des coordonnées r et z .

$$i = 2\pi \int J r dr$$

La puissance électrique d'un domaine n peut également être déterminée en réalisant une intégration surfacique (sur un sous-domaine) de la densité de courant :

$$P_{elec_n} = 2\pi \iint \frac{J^2}{\sigma_n} r dS$$

avec σ_n conductivité sur le domaine n .

La résistance électrique sur le domaine est ensuite calculée sachant que $P_{elec} = Ri^2$.

III.2.5.1.4 LES RESULTATS

La figure III.14 illustre le passage des lignes de courant à travers l'aire de contact mécanique.

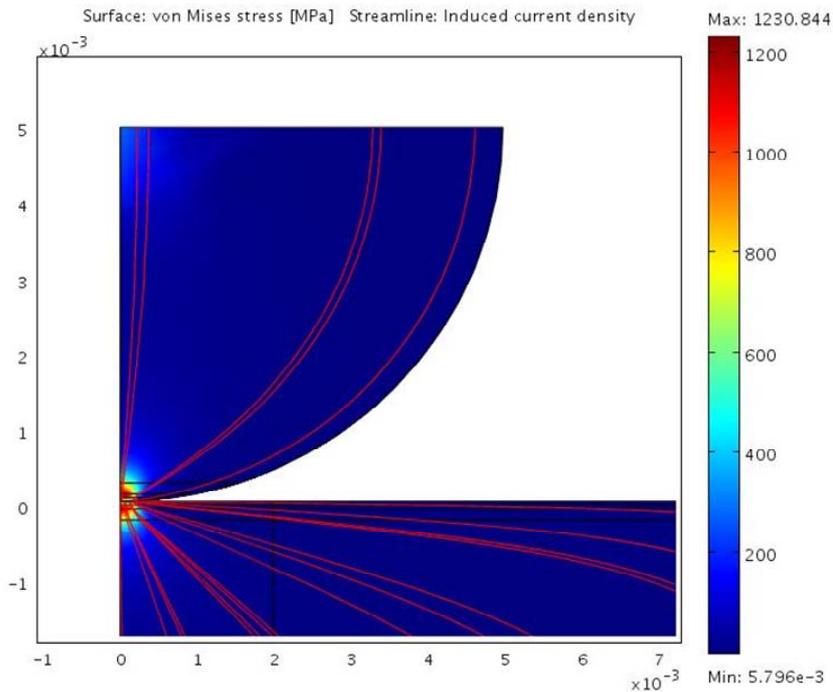


Figure III.14 : Illustration de la distribution des contraintes de Von Mises et des lignes de courants électriques passant à travers l'aire de contact

Le rayon de contact extrait de la simulation mécanique est de $0.2\mu\text{m}$ et très proche du rayon théorique de Hertz ($0.21\mu\text{m}$). Nous présentons les valeurs de résistance électrique calculées sur des sous domaines séparés par des sections horizontales espacées de 0.1 , 0.2 , 0.5 et $1\mu\text{m}$, puis sur tout le modèle (figure III.15).

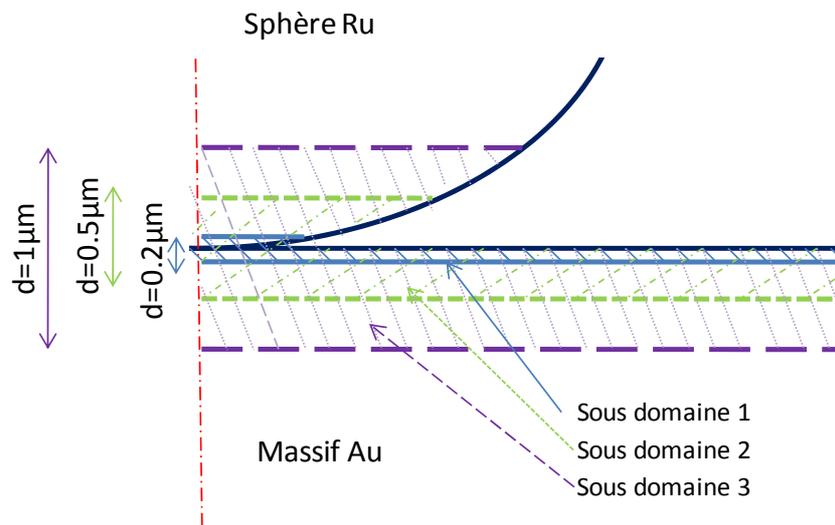


Figure III.15: Illustration de trois sous-domaines du modèle de contact multiphysique COMSOL délimités par des sections espacées de 0.2 , 0.5 et $1\mu\text{m}$ de part et d'autre de l'interface de contact.

Les résultats sont résumés dans le tableau III.4 et comparés à la valeur théorique de résistance de constriction de Holm.

	Calcul de résistance sur des domaines séparés par des sections					Resistance de Holm
d	0.1 μm	0.2 μm	0.5 μm	1 μm	5 μm	
R (m Ω)	45.9	68.02	95.65	110.05	127	117

Tableau III.4 : Résistances de contact électriques obtenues avec le modèle électromécanique

Le calcul de résistance électrique issu du modèle électromécanique approche la valeur théorique de résistance de constriction de Holm pour des sections suffisamment éloignées de part et d'autre de l'interface de contact.

Un deuxième modèle avec des dimensions différentes (rayon de sphère=50mm) est étudié. On obtient un rayon de contact a proche de 3 mm (théorie de Hertz : 2.85mm) pour une force appliquée de 50 kN. La résistance électrique est estimée pour des plans espacés de d de part et d'autre de l'interface de contact (tableau III.5).

	Calcul de résistance sur des domaines séparés par des sections			Resistance de Holm
d	5 mm	10 mm	30 mm	
R ($\mu\Omega$)	5.47	6.9	7.97	7.75

Tableau III.5 : Résistances de contact électriques obtenues avec le modèle électromécanique

Nous présentons sur les graphes suivants la résistance électrique pour les deux modèles en fonction du rapport de la distance séparant les sections sur le rayon de contact. La distance d séparant les sections sera prise égale à 10 fois le rayon de contact a pour approcher la résistance de contact électrique.

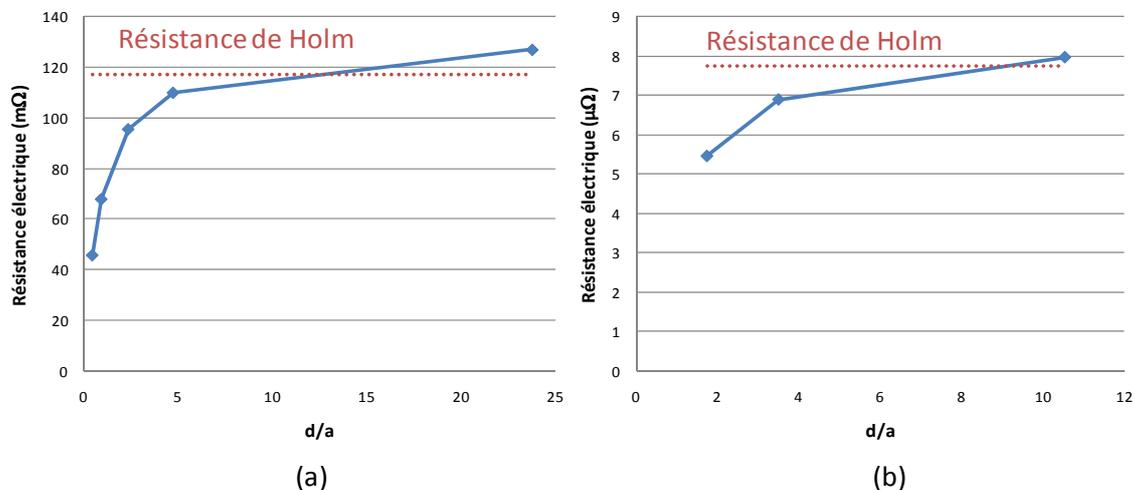


Figure III.16 : Résistance électrique versus rapport entre distance d et rayon de contact a pour les deux modèles de contact

III.2.5.2 ANALYSE MULTIPHYSIQUE AVEC ANSYS

De la même manière dans Ansys, après avoir réalisé la simulation mécanique du contact, nous reprenons la structure pour la soumettre à l'effet électrique. Les éléments de contact surfaciques sont alors combinés avec des éléments thermoélectriques. Nous présentons l'algorithme de résolution du problème électromécanique sur la figure III.17.

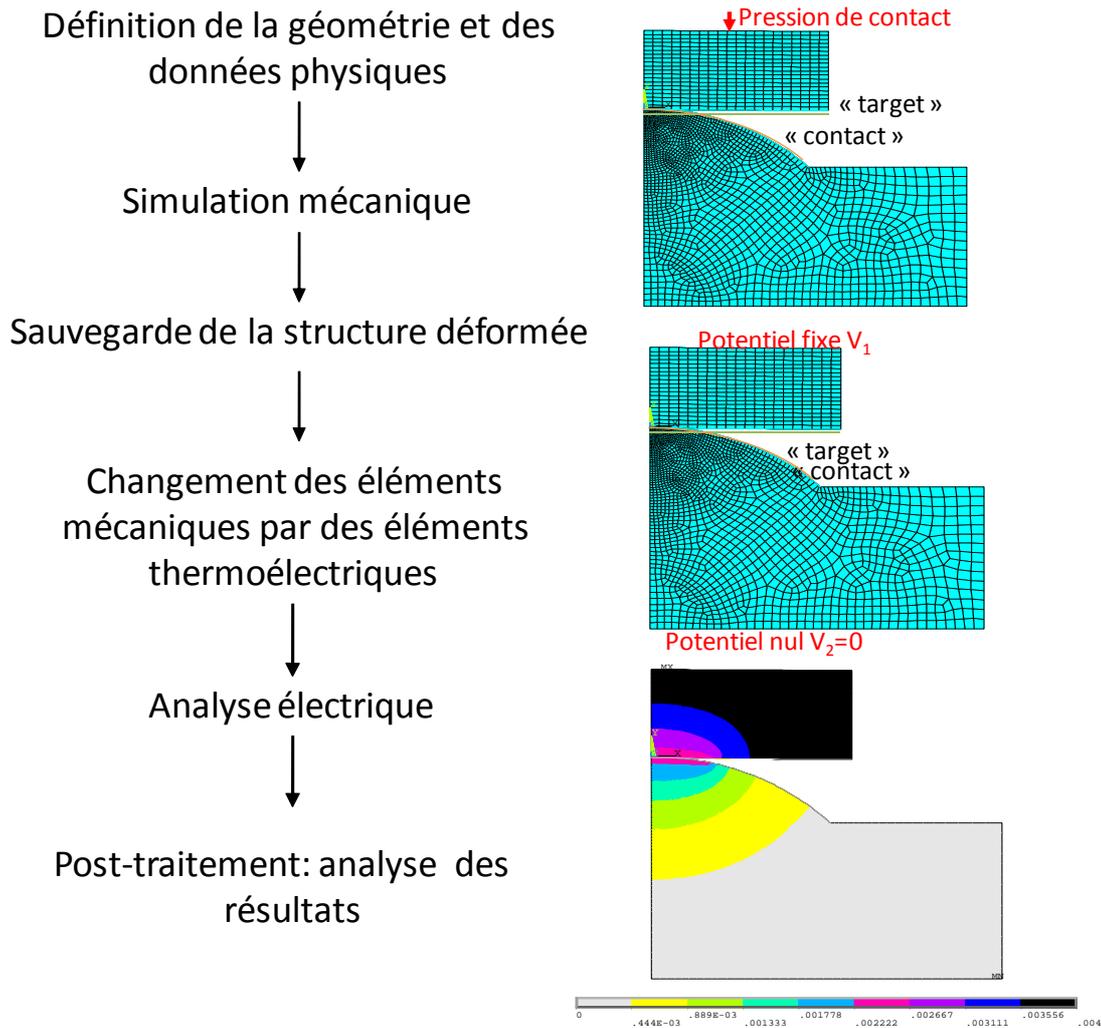


Figure III.17: Algorithme de résolution des problèmes électromécaniques (méthode de couplage indirect) dans ANSYS

La simulation de contact électromécanique nécessite d'introduire le paramètre E_{cc} correspondant à la conductance électrique de contact et défini comme suit :

$$J = E_{cc} (V_t - V_c)$$

J représente la densité de courant électrique et V_t et V_c sont les tensions aux points de contact sur la surface cible « target » et la surface source « contact » respectivement.

Malgré le succès de l'analyse multiphysique en éléments finis, une méthode d'extraction de la résistance de contact électrique n'a pas encore été mise en œuvre. Les recherches sont toujours en cours.

III.2.5.3 PRISE EN COMPTE DES EFFETS THERMIQUES

De la même manière, la conduction thermique peut être modélisée dans ANSYS et COMSOL. Cet aspect est très important à prendre en compte pour la suite de nos études sur la mise en place de l'outil de calcul lorsque nous voudrions intégrer les effets thermiques dans le modèle. Cette étude n'a pas été entreprise faute de temps.

III.2.6 ORIGINALITES ET INCONVENIENTS DES DEUX LOGICIELS DE SIMULATION

III.2.6.1 COMSOL MULTIPHYSICS

COMSOL présente l'originalité d'avoir une bonne interface graphique qui permet à l'utilisateur de construire et de définir des modèles facilement et intuitivement. De plus, COMSOL est un logiciel dédié à la simulation multiphysique et permet ainsi de simuler aisément des problèmes de contact mécanique couplés avec d'autres physiques (conduction de courants électriques, conduction de chaleur). Cependant, le logiciel est très vite limité en terme de mémoire lorsque le nombre de degré de liberté du modèle est trop important. Ceci peut poser problème dans la simulation de problème de contact en 3D où l'on est contraint de raffiner le maillage au niveau de l'interface de contact pour obtenir des résultats précis. De plus, ce logiciel nécessite une intervention poussée de l'utilisateur pour réussir à faire converger la solution lorsque plusieurs non-linéarités sont incluses dans le modèle ou lorsque la géométrie du modèle devient trop complexe. En général, pour aider la solution à converger, l'utilisateur doit choisir un pas paramétrique plus petit (incrément de charge), augmenter le nombre maximal d'itérations, utiliser l'option de condition d'arrêt pour contrôler les changements brusques de rigidité dus à un changement de statut de contact ou encore définir manuellement l'ordre de grandeur des variables d'entrée. Les algorithmes automatiques implantés dans COMSOL ne permettent pas dans tous les cas d'obtenir une solution convergée du problème et nécessitent beaucoup d'efforts et de temps de la part de l'utilisateur.

III.2.6.2 ANSYS 11

Concernant ANSYS, les problèmes simulés précédemment ont mis en évidence la rapidité des calculs et cette caractéristique peut être généralisée pour tout type de modèle (3D, non-linéarités géométriques, de contact, de matériaux). Par ailleurs, les problèmes de contact mécanique sont facilement couplés avec d'autres physiques (conduction de courants électriques, conduction de chaleur). Ce logiciel nécessite moins d'effort de la part de l'utilisateur pour régler les paramètres du modèle de contact. En effet, les algorithmes automatiques implantés dans ANSYS sont généralement très compétents et permettent de limiter les interventions de l'utilisateur. En général, lorsqu'un problème de contact présente des difficultés de convergence, l'utilisateur peut intervenir, d'abord, en abaissant le facteur de raideur de contact, en augmentant la tolérance de pénétration, puis en augmentant le nombre de sous-étapes (incréments de charge).

III.2.6.3 SELECTION D'UN LOGICIEL D'ANALYSE DU CONTACT EN ELEMENTS FINIS

Finalement, deux logiciels commerciaux éléments finis multiphysiques, ANSYS et COMSOL, ont été testés pour simuler des problèmes de contact mécaniques. Un temps de calcul réduit et une bonne précision sur les résultats sont les deux critères déterminants dans le choix de la plateforme de simulation. Les résultats des problèmes de contact étudiés ont montré que COMSOL 3.4 était limité en termes de temps de calcul et souffrait d'une limitation de mémoire pour simuler des problèmes de contact avec un nombre de degrés de liberté

important. ANSYS, par contre, manifeste une bonne précision sur les résultats avec un temps de calcul réduit et est capable de résoudre des problèmes de contact demandant un effort minimum d'intervention à l'utilisateur. Ainsi, ANSYS est un excellent candidat pour l'objet de notre étude.

III.3 CONCLUSION

La possibilité pour les outils d'analyse en éléments finis de prendre en compte plusieurs non-linéarités (géométrique, de contact, matérielle) dans le modèle en fait des outils très attractifs. De plus, la progression constante des capacités de calcul rend l'implantation des effets de surface dans le simulateur possible. Notre étude sur le contact métal-métal s'est ainsi orientée vers une analyse éléments finis du contact. Il s'agit alors de sélectionner un logiciel commercial candidat répondant à notre besoin. Deux ont été testés et ANSYS s'est révélé le plus performant. C'est avec cet outil que nous allons mettre en œuvre la méthodologie d'analyse du contact de microcommutateur à contact résistif.

CHAPITRE IV : DEVELOPPEMENT D'UNE METHODOLOGIE POUR ANALYSER LE CONTACT METAL-METAL D'UN MICROCOMMUTEUR

IV.1 INTRODUCTION

En introduction du chapitre I, nous avons présenté les différentes méthodes existantes pour calculer la résistance de contact électrique. Après avoir choisi une méthode numérique pour analyser le contact mécanique, nous allons étudier quelles sont les méthodes de description de la topographie de surface et d'évaluation de la résistance de contact les plus appropriées pour notre analyse du contact métal-métal de microcommutateur (Figure IV.1).

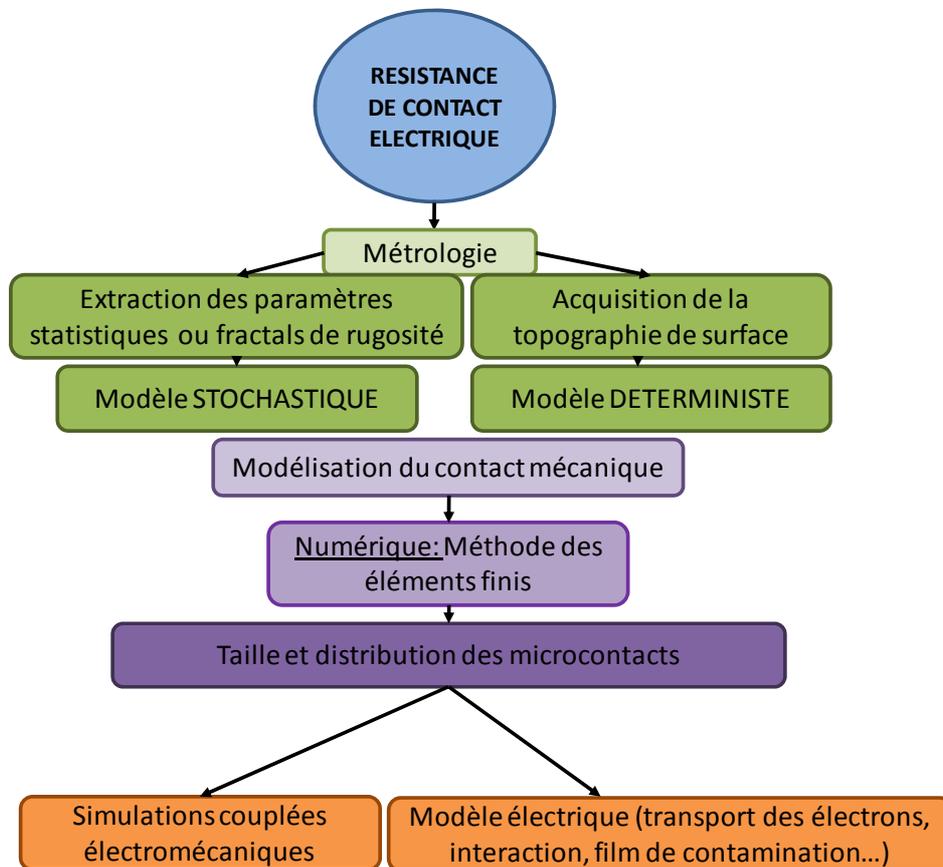


Figure IV.1: Illustration des méthodes disponibles pour calculer la résistance de contact électrique

IV.1.1 CHOIX D'UNE APPROCHE DETERMINISTE POUR DECRIRE LA RUGOSITE DE SURFACE

Au commencement de notre étude nous avons envisagé deux approches pour décrire la topographie de surface : l'approche statistique et l'approche déterministe.

Les surfaces de contact des microcommutateurs sont réalisées avec des procédés de fabrication standards de la micro-technologie (pulvérisation, évaporation, électrolyse) et ainsi peuvent être décrits par une approche statistique ou fractale. La difficulté de l'approche

statistique se trouve dans l'extraction des bons paramètres statistiques et dans la détermination d'une distribution des hauteurs des aspérités adaptée. Le contact électrique des microcommutateurs est, de plus, généralement très localisé en raison de la présence des plots de contact sous la structure mobile (LETI) ou directement sur la ligne (LAAS). Avec les forces de contact typiquement réalisées par le dispositif ($\sim 100\mu\text{N}$), le rayon de contact apparent n'excède pas 250 nm.

La figure IV.2 montre deux relevés topographiques AFM des surfaces de contact des véhicules de test fabriqués au LETI, sans plot de contact. Alors que la topographie de la surface de contact de la poutre semble aléatoire celle de la ligne apparaît perturbée par la présence d'aspérités plus hautes que celles de son voisinage. On devine que le contact électrique sera gouverné par la présence de ces pics. Une description déterministe de la surface de contact inférieure est ici requise pour obtenir des résultats fiables. Par ailleurs l'état de surface des matériaux en contact va également dépendre de l'historique de cyclage du dispositif. Ainsi une surface qui pourra apparaître initialement stochastique devra être traitée par une approche déterministe au bout de quelques cycles d'actionnement. Afin de traiter les phénomènes de dégradation de l'état de surface au plus près l'approche déterministe est la plus adaptée.

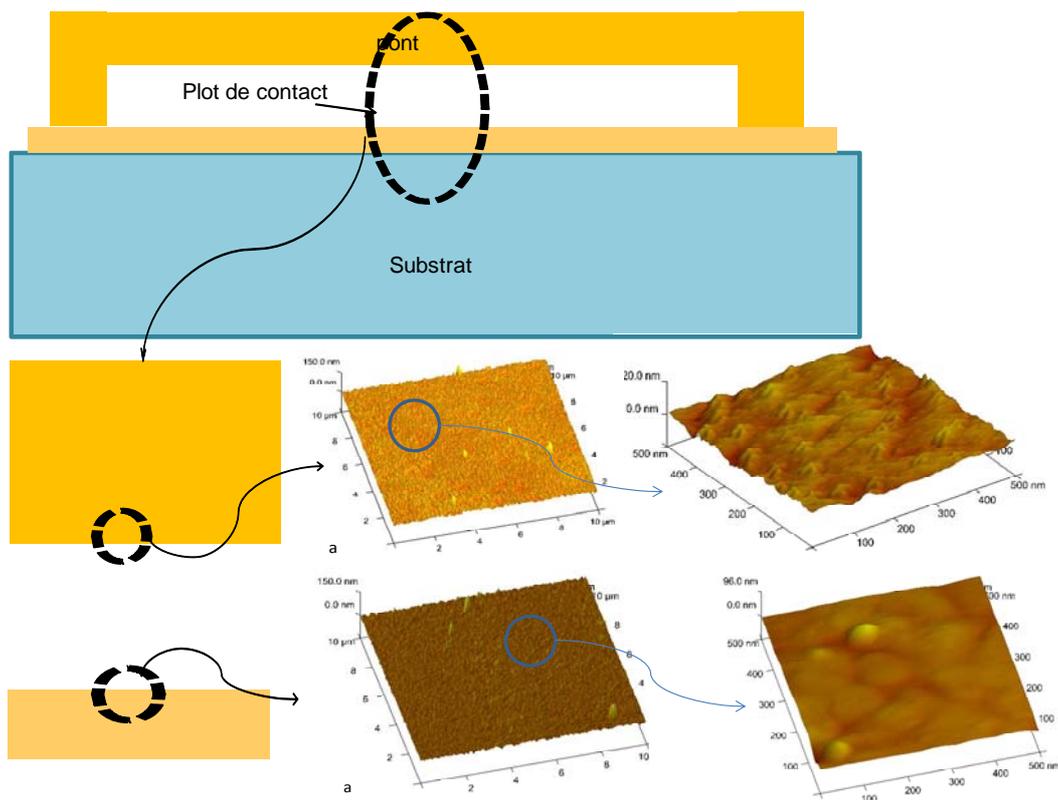


Figure IV.2 : Relevés topographiques AFM des surfaces en contact appartenant au pont et à la ligne (procédé de fabrication du LETI)

Il est important de noter qu'en pratiquant une description de la topographie de surface déterministe, plusieurs échantillons de surface rugueuse seront nécessaires et devront être

testés avec notre méthodologie pour permettre de choisir un matériau de contact, un procédé de dépôt et une topologie de contact.

IV.1.2 EVALUATION DE LA RESISTANCE DE CONTACT ELECTRIQUE

Pour calculer la résistance de contact électrique, deux méthodes peuvent être considérées. La première consiste à réaliser une analyse multiphysique avec un logiciel éléments finis en utilisant une méthode de couplage indirect, et la deuxième consiste à déterminer la résistance par des formules analytiques à partir des données de sortie de l'analyse mécanique de contact.

Dans le cas de la première méthode, une simulation de contact mécanique entre deux surfaces rugueuses est réalisée pour déterminer les aires de contact mécaniques, puis la conduction de courant électrique continu est simulée à travers les spots de contact mécanique pour extraire la résistance électrique. Cette méthode paraît avantageuse puisqu'elle garantit la prise en compte de l'interaction entre spots de contact électrique et peut également évaluer l'impact de l'épaisseur du matériau de contact. Cependant, le modèle de conduction électrique utilisé dans les logiciels éléments finis multiphysiques commerciaux suit la forme locale de la loi d'Ohm. Ainsi, à moins de pouvoir implémenter le modèle électrique balistique dans ces logiciels, les résultats obtenus avec un couplage multiphysique devront être manipulés avec précaution et utilisés uniquement lorsque les spots de contact sont suffisamment grands. Dans le cas de la deuxième méthode, la résistance électrique est calculée à partir de la taille des spots de contact et de leur distribution sur la surface de contact apparente en utilisant des formulations analytiques.

La prise en compte dans le modèle de l'interaction entre microcontacts, du mode de transport des électrons en fonction de la taille des microcontacts, de la présence d'un film de contamination en surface, ou encore de l'épaisseur de la couche mince conductrice peut vite engendrer des calculs très lourds, notamment dans le cas d'un contact entre deux surfaces rugueuses planes, où le nombre d'aspérités en contact peut être très important.

Or les microcommutateurs sont dotés de plots de contact pour concentrer la force sur une petite surface. Ainsi le nombre de spots de contact est généralement limité (figure IV.3) et facilitera l'évaluation de la résistance de contact.

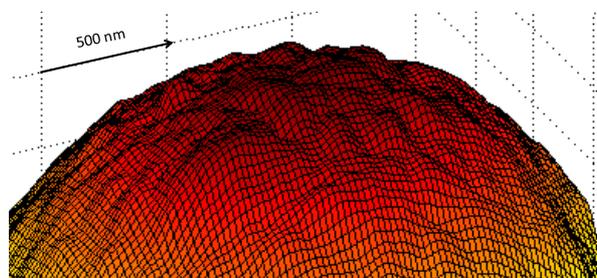


Figure IV. 3 : Relevé AFM traité avec Matlab de la partie supérieure d'un plot de contact de véhicule de test fabriqué au LETI.

IV.1.3 CONCLUSION

Nous résumons sur la figure IV.4 le principe de notre étude.

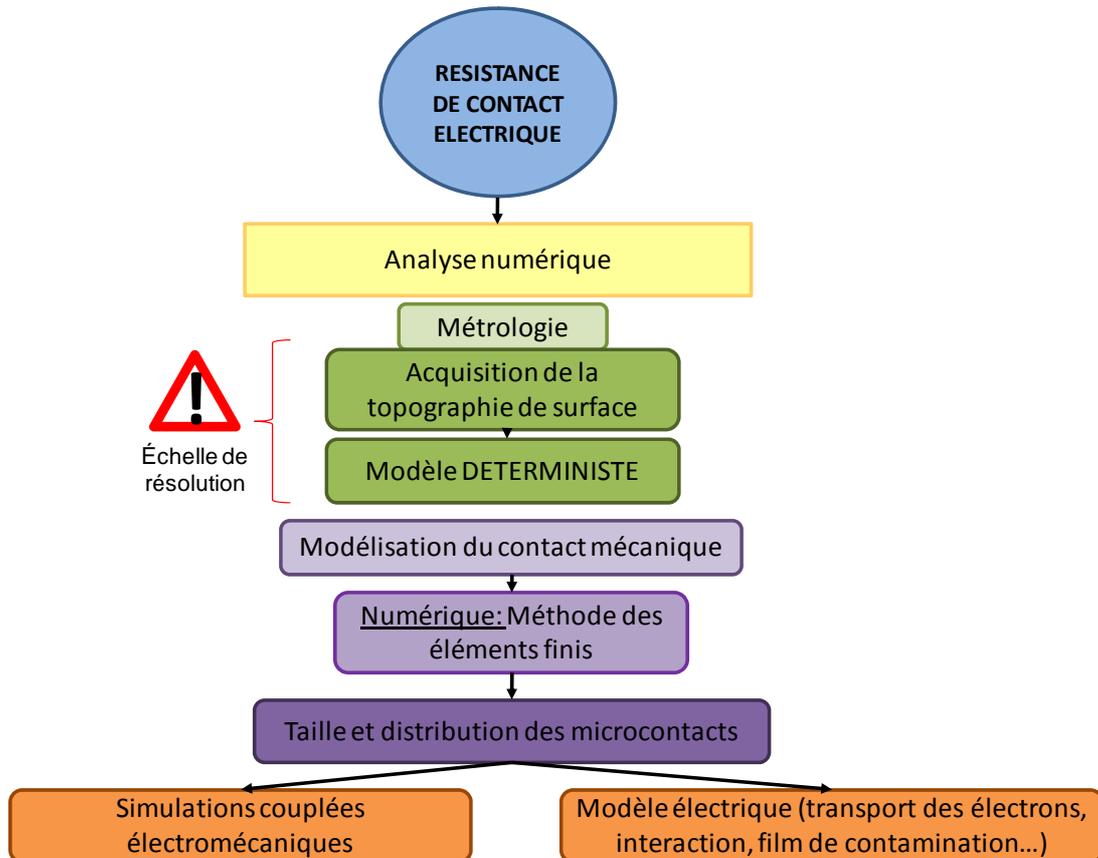


Figure IV.4: Description de la méthodologie de calcul de la résistance de contact électrique

IV.2 METHODOLOGIE DE MODELISATION DU CONTACT RUGUEUX

Nous décrivons dans un premier temps l'approche d'ingénierie inverse qui sera mise en œuvre dans la méthodologie générale employée pour calculer la résistance de contact des microcommutateurs MEMS.

IV.2.1 METHODE D'INGENIERIE INVERSE

L'originalité de ce travail repose sur une nouvelle approche utilisant la méthode d'ingénierie inverse pour générer la forme réelle de la surface. Ainsi, on utilise un microscope à force atomique pour enregistrer les données 3D de la surface du matériau de contact. Puis, utilisant les fonctions Matlab, on convertit le fichier de points en un fichier ASCII compatible avec le langage de design paramétré d'ANSYS (APDL). L'étape finale consiste à créer la surface rugueuse à partir des points issus du fichier importé. Puisque les points ne sont pas coplanaires, ANSYS utilise les patches de Coon pour générer la surface. La méthode est décrite entièrement sur la figure IV.5.

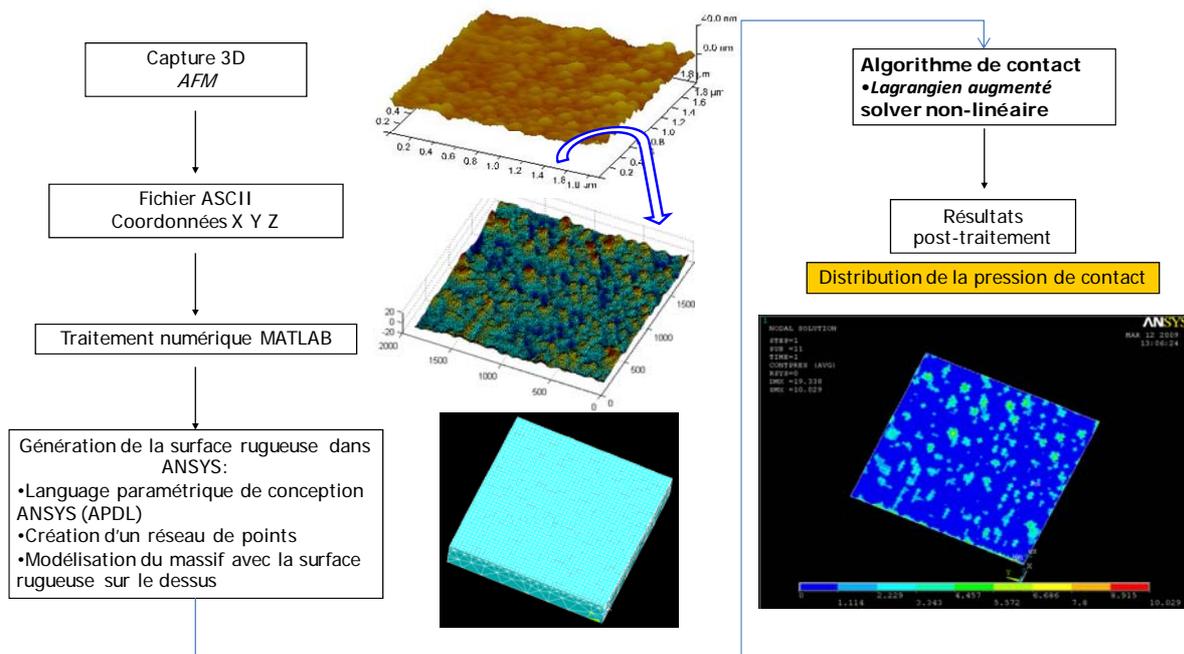


Figure IV.5 : Description de la méthode d'ingénierie inverse, algorithme de contact et post-traitement dans ANSYS

Pour réaliser l'analyse en éléments finis du contact, nous choisissons la méthode du Lagrangien augmenté (Annexe C). Cette méthode est utilisée pour déterminer l'aire de contact entre deux surfaces rugueuses en fonction de la force appliquée. Sur la figure IV.5 nous visualisons la distribution de la pression sur la surface de contact. L'aire de contact mécanique correspond aux zones où la pression de contact est non nulle.

IV.2.2 DEVELOPPEMENT DE LA METHODOLOGIE

La principale difficulté dans le développement d'une méthode numérique pour étudier le contact électrique de micro-surfaces rugueuses réside dans la représentation de la microtopographie, qui nécessite un nombre d'éléments importants et implique donc des coûts de calculs importants et des limitations au niveau de la mémoire.

Un certain nombre de simplifications de modèle va donc être opéré pour obtenir au final une solution fiable avec un temps de calcul raisonnable.

IV.2.2.1 IMPACT DE L'ECHELLE D'ANALYSE

L'ambiguïté la plus probable se situe au niveau de l'échelle de résolution choisie pour représenter la topographie de surface rugueuse. L'échelle de résolution sera donnée par les dimensions de la fenêtre d'acquisition des données 3D et du nombre de points relevé par ligne balayée (généralement 256 ou 512).

Une étude est ainsi consacrée à l'impact de l'échelle d'analyse sur la résistance de contact électrique, puis sur le choix de l'échelle minimale à choisir et la quantification de l'erreur commise en négligeant les échelles de rugosité inférieure.

IV.2.2.1.1 MODELISATION DU CONTACT

Le problème de contact mécanique sera résolu en 2D pour réduire le nombre de degrés de liberté du modèle. Pour réaliser notre analyse nous avons choisi un problème de contact représentatif de ceux rencontrés dans nos dispositifs de microcommutateur à contact métal-métal. Les diamètres des plots de contact fabriqués ont généralement un diamètre qui n'excède pas $10\mu\text{m}$. Nous choisissons ainsi de représenter un plot de contact sphérique de $5\mu\text{m}$ de rayon indenté par une membrane plane. Nous appliquons à ce modèle une force de contact typiquement développée par la membrane suspendue de $100\mu\text{N}$. Le modèle après analyse mécanique sous ANSYS est détaillé sur la figure IV.6. Un tel problème de contact mécanique impliquant des surfaces de contact lisses en or donne un rayon de contact mécanique proche de 245 nm .

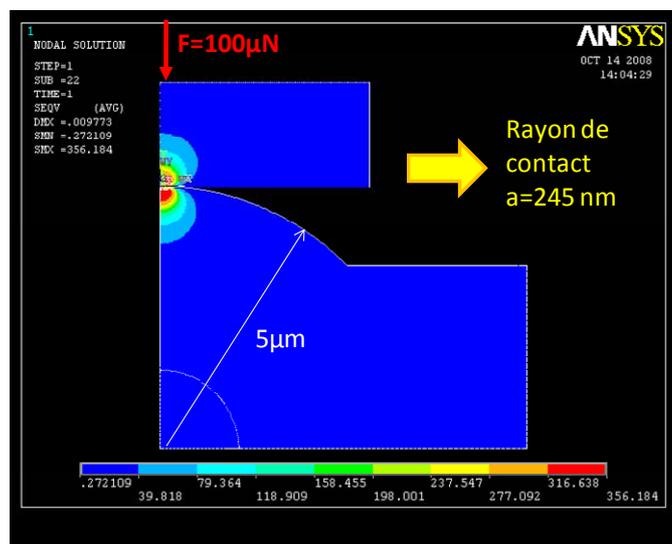


Figure IV.6: Distribution de la contrainte de Von Mises-modèle de contact axisymétrique simulé sous ANSYS

En règle générale, les surfaces de microcontact sont rugueuses et l'aire de contact réelle représente seulement une fraction de l'aire de contact apparente, qui présentera un rayon de contact supérieur à celui obtenu pour un contact parfaitement lisse. Ainsi la rugosité sera implantée sur une surface de côté 500nm .

Les mesures de surfaces actuelles sont nécessairement tronquées du fait de la dimension finie des instruments de mesures et des dimensions des échantillons. Si nous voulons produire une solution rigoureuse du problème de contact pour une surface rugueuse tronquée, il faut arriver à définir l'erreur résultant de la négligence de l'échelle de rugosité la plus fine, afin d'obtenir une bonne évaluation de la résistance de contact électrique.

Nous considérons un profil 2D extrait d'un relevé AFM de longueur limite de coupure égale à 1 nm d'une surface d'or évaporé illustré sur la figure IV.7. Nous avons choisi un pas de définition de la rugosité limite de 1nm puisque les mesures à l'AFM pour des dimensions d'échantillon plus petites et un pas plus petit deviennent délicates.

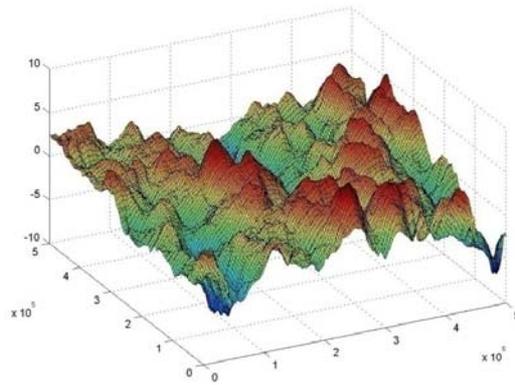


Figure IV.7 : Relevé AFM (traité sous MATLAB) d'une surface en or évaporé de dimension 500x500 nm².

Afin d'évaluer l'impact de l'échelle de résolution sur les résultats de contact mécaniques, un problème en contrainte plane est considéré avec le profil de rugosité ayant une longueur limite de 1 nanomètre d'une part, puis avec des profils de rugosité lissés. Le profil lissé est obtenu en traitant les données points du profil original ayant un pas de définition de 1nm. La hauteur des points constituant les profils lissés de degré n résulte de la hauteur moyennée sur n données points consécutifs du profil original. Nous donnons un exemple de profil original avec deux de ses profils lissés à un degré 2 et 4 sur la figure IV.8. Le rôle du lissage est d'éliminer au fur et à mesure les échelles successives les plus fines, c'est-à-dire les « protubérances sur protubérances ».

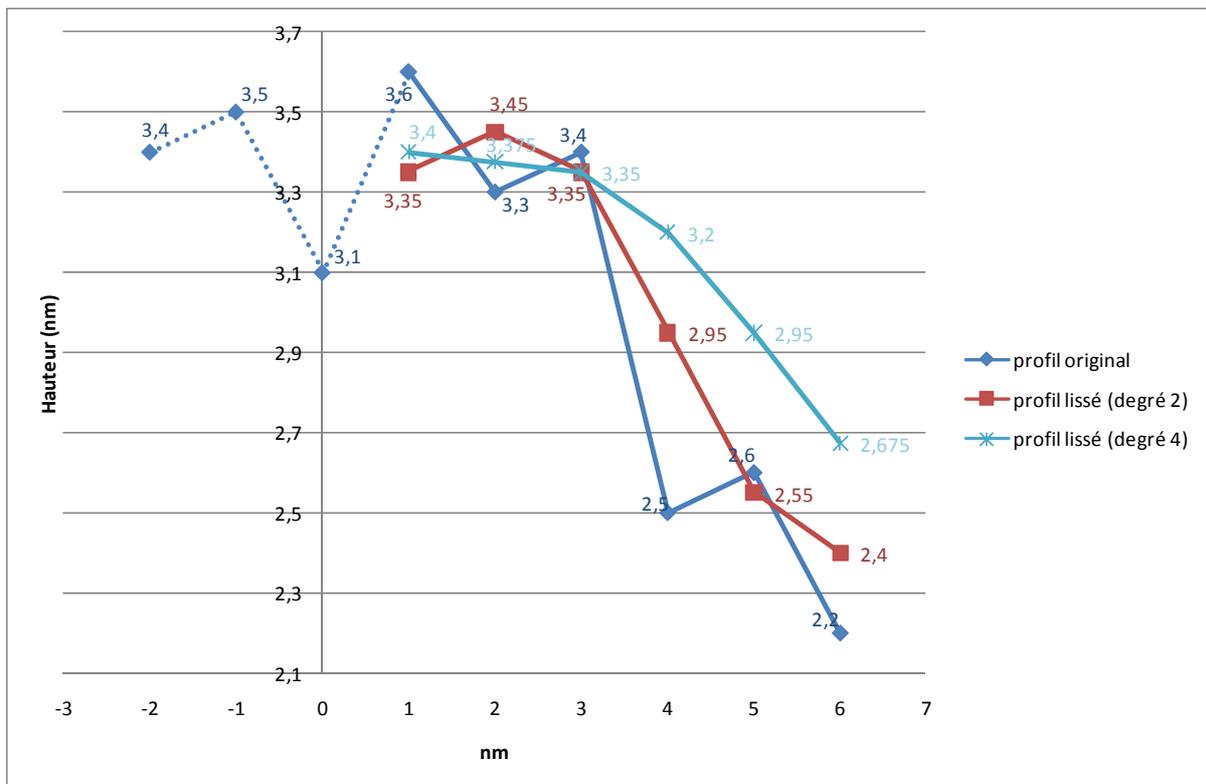


Figure IV.8: Exemple de profil original 2D et de ses lissages à degré 2 et 4

La figure IV.9 illustre la forme de ces différents profils. Un zoom a été réalisé pour visualiser les profils lissés de plus petit degré. Les profils ont été décalés pour une meilleure lisibilité. Le problème est contrôlé en déplacement pour faciliter la convergence du problème de contact. Le déplacement est choisi de sorte que la force de contact engendrée soit invariable pour tous les cas traités. Il reste proche de 10nm.

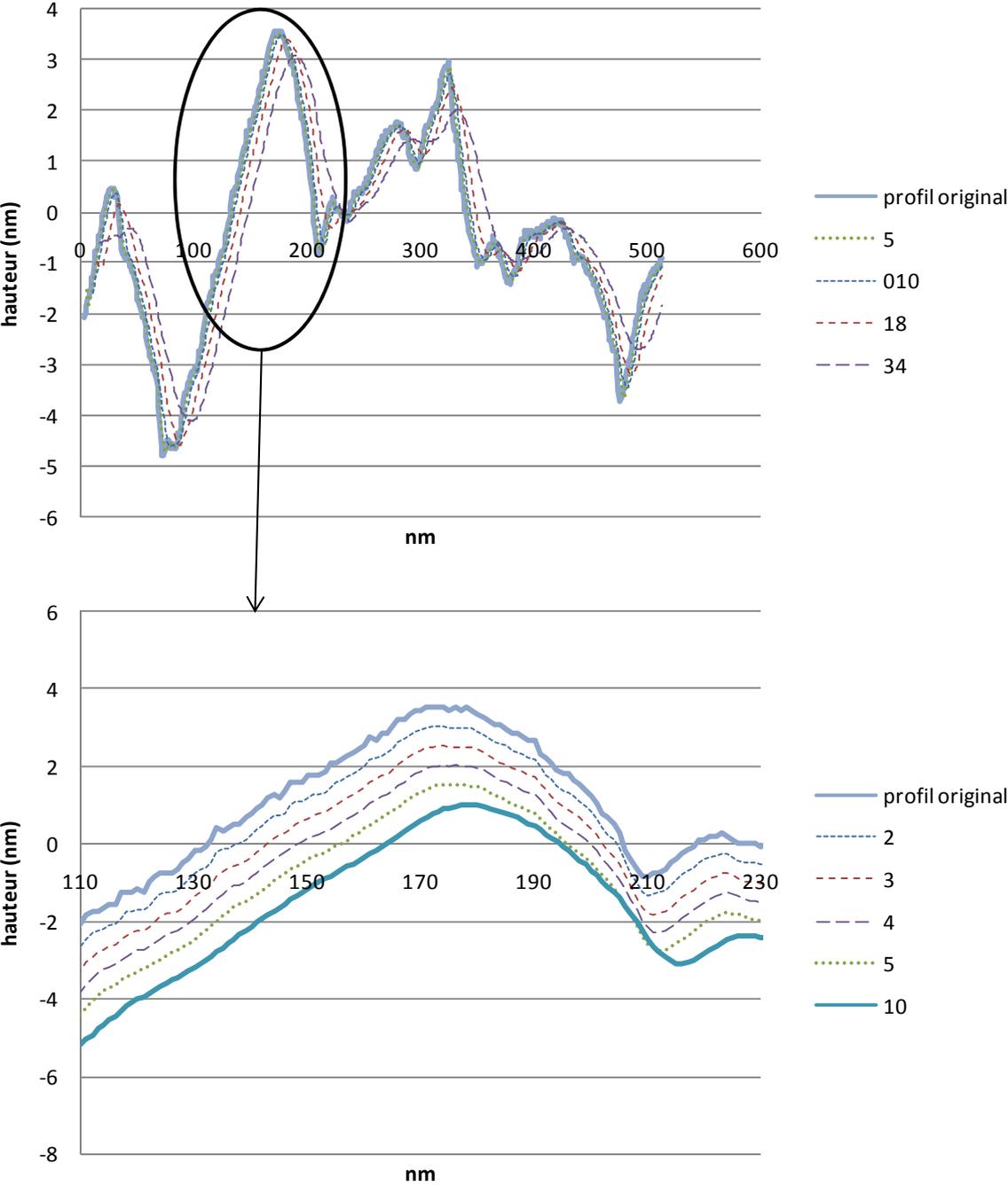


Figure IV.9 : Profils de rugosité obtenus pour différents filtrages et profil original

IV.2.2.1.2 LES RESULTATS

Les résultats des simulations de contact mécanique sont présentés sur la figure IV.10 pour différents degrés de lissage. On constate un écart important de 23% sur la longueur cumulée des zones de contact entre le profil de rugosité original et le profil de rugosité lissé à un degré 2, alors que l'écart entre des degrés de lissage 3 et 10 n'atteint que 6%.

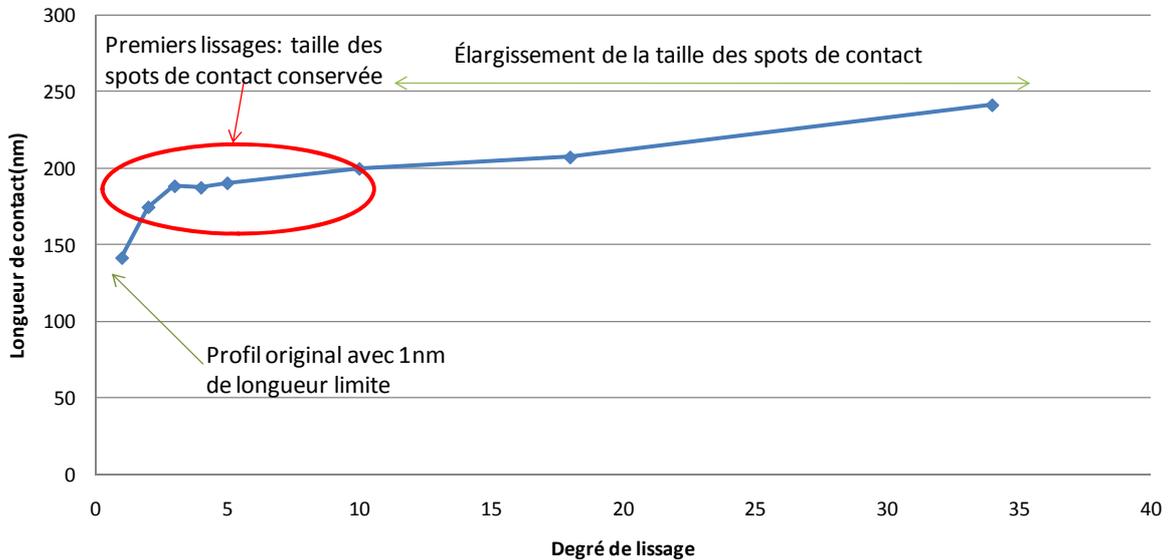


Figure IV.10 : Longueur de contact en fonction du lissage du profil de rugosité de surface

Pour comprendre ces résultats, nous présentons le profil développé déformé pour différents lissages sur la figure IV.11. Ces profils mettent en évidence l'apparition de six spots de contact, mais si nous zoomons sur un spot de contact, en décalant les profils pour une meilleure lisibilité, nous remarquons qu'à l'intérieur d'un même spot de contact le profil original comprend des discontinuités, c'est-à-dire de nombreux spots isolants (de non-contact). Le lissage a pour effet de réduire le nombre de spots isolants tout en conservant la taille originale du spot de contact. Si nous augmentons encore le degré de lissage au delà de 10, la taille des spots augmente et ils peuvent même se rejoindre.

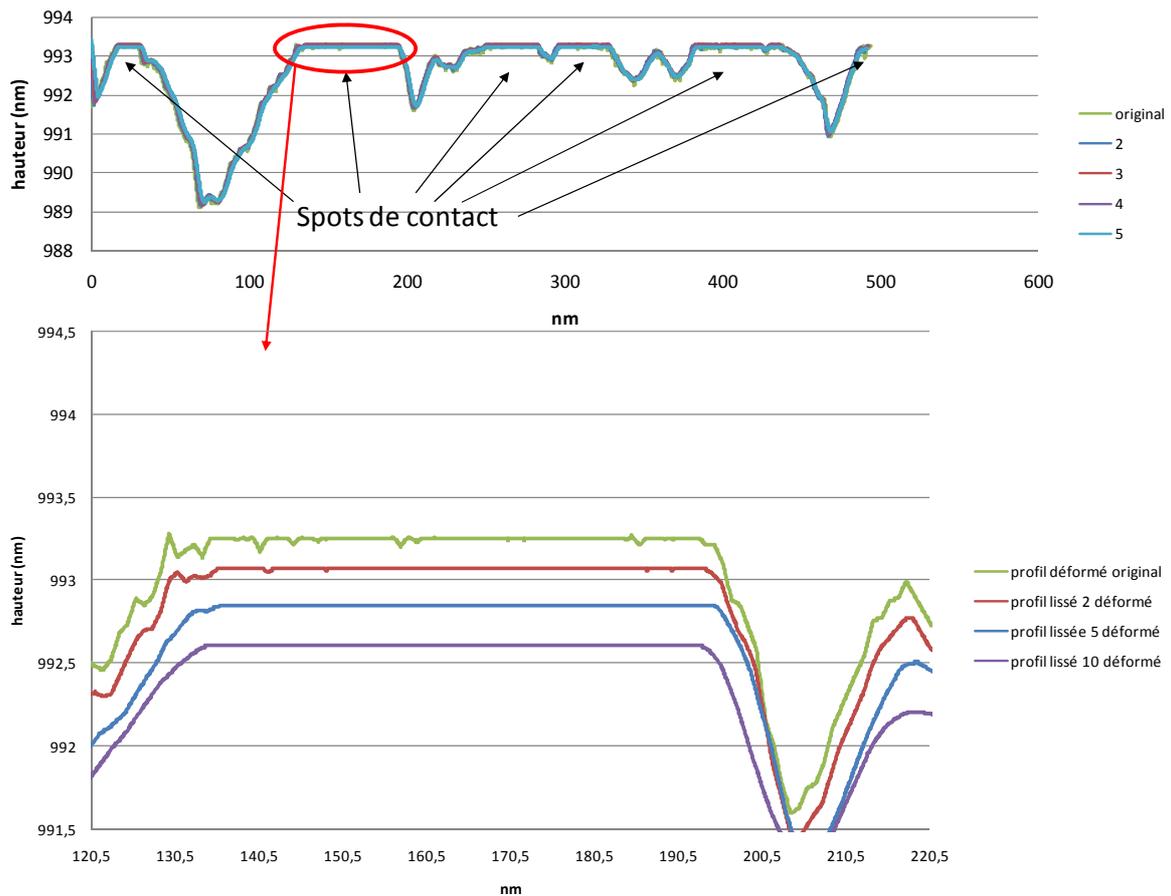


Figure IV.11 : Profils développés déformés après contact mécanique

IV.2.2.1.3 ANALYSE DES RESULTATS

Les simulations mécaniques du contact avec ANSYS ont ainsi montré que la rugosité à l'échelle nanométrique avec des aspérités de hauteur inférieure à 1nm ne disparaît pas sur des aspérités plus grosses de rayon proche de 50nm avec la pression typiquement engendrée par les microcommutateurs MEMS.

Nous souhaiterions déterminer l'influence des spots isolants sur la valeur de la résistance de contact électrique et ainsi quantifier l'erreur commise lorsqu'on néglige les discontinuités engendrées par l'échelle de rugosité la plus petite. Nous proposons ainsi un modèle de contact électrique. Ce modèle sera construit sous COMSOL, puisque l'extraction de la résistance électrique n'a été entreprise jusqu'à maintenant qu'avec ce logiciel. Nous considérons une modélisation axisymétrique d'un spot de contact électrique en or de rayon 30nm et nous ajoutons successivement à l'intérieur de ce spot des spots isolés (qui correspondent à des anneaux isolés en vérité) de côté 1 nm. La résistance électrique est calculée pour chaque cas entre les deux sections qui apparaissent en traits pointillés sur la figure IV.12.

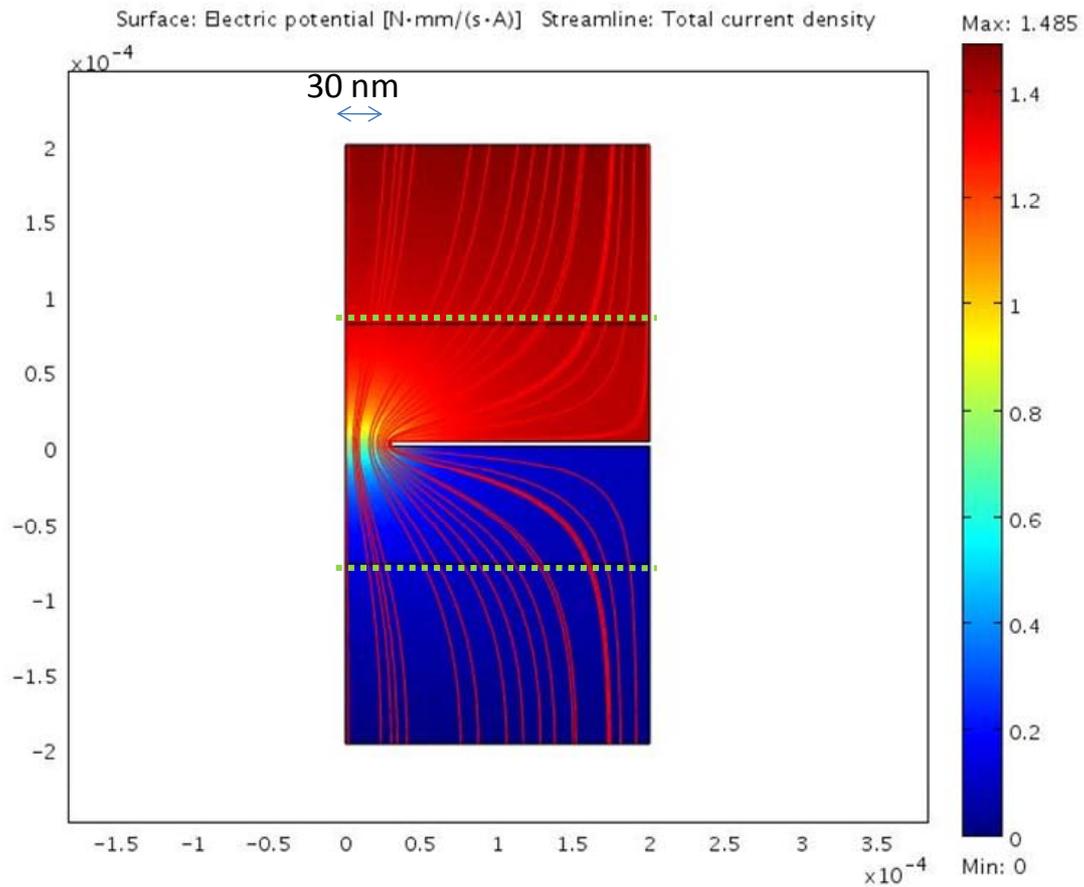


Figure IV.12 : Modèle axisymétrique dans COMSOL d'un spot de contact électrique en or de 30nm de rayon

Le modèle électrique utilisé pour les simulations suit la forme locale de la théorie de Ohm, c'est-à-dire un mode de transport diffusif des électrons, le modèle balistique n'étant pas implémenté dans l'environnement COMSOL. Cependant, les dimensions avec lesquelles nous travaillons sont très proches du libre parcours moyen de l'électron et ainsi les résultats présentés doivent être utilisés avec précaution.

La figure IV.13 illustre la distribution des lignes de courants pour 10 anneaux isolés. Les anneaux ont été numérotés pour représenter l'ordre d'ajout de chaque discontinuité.

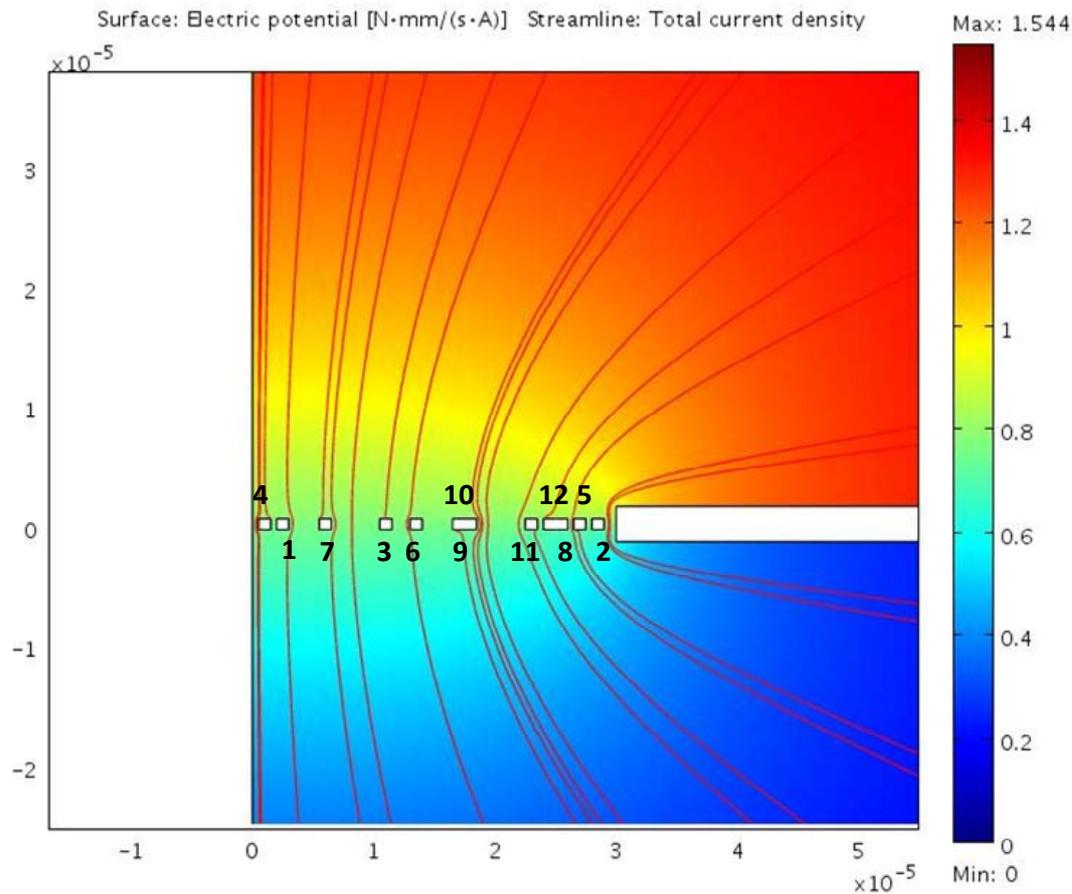


Figure IV.13 : Distribution des lignes de courants pour douze anneaux isolés

Nous présentons ensuite sur la figure IV.14 la résistance électrique obtenue en ajoutant successivement des spots isolants. Nous constatons que ce sont essentiellement les spots situés à la périphérie de l'interface de contact qui modifient le passage du courant et donc la résistance. Ce résultat est en accord avec le modèle de constriction ohmique pour lequel le courant passe essentiellement en périphérie du contact. Néanmoins avec 24 spots isolants, l'écart maximal atteint 4,4%. Ces résultats sont en accord avec le modèle de constriction ohmique pour lequel le courant passe essentiellement en périphérie du contact et avec les résultats présentés par Holm [1].

Dans un modèle balistique, le courant circule uniformément sur l'aire de contact. On peut donc imaginer que l'impact des discontinuités sera plus important pour un transport balistique des électrons que pour un transport diffusif. Cependant, le nombre et la taille des discontinuités restent faibles en utilisant le profil de rugosité original par rapport à la taille du spot de contact. Aussi pouvons-nous prédire une influence négligeable des spots isolants sur la valeur de la résistance électrique.

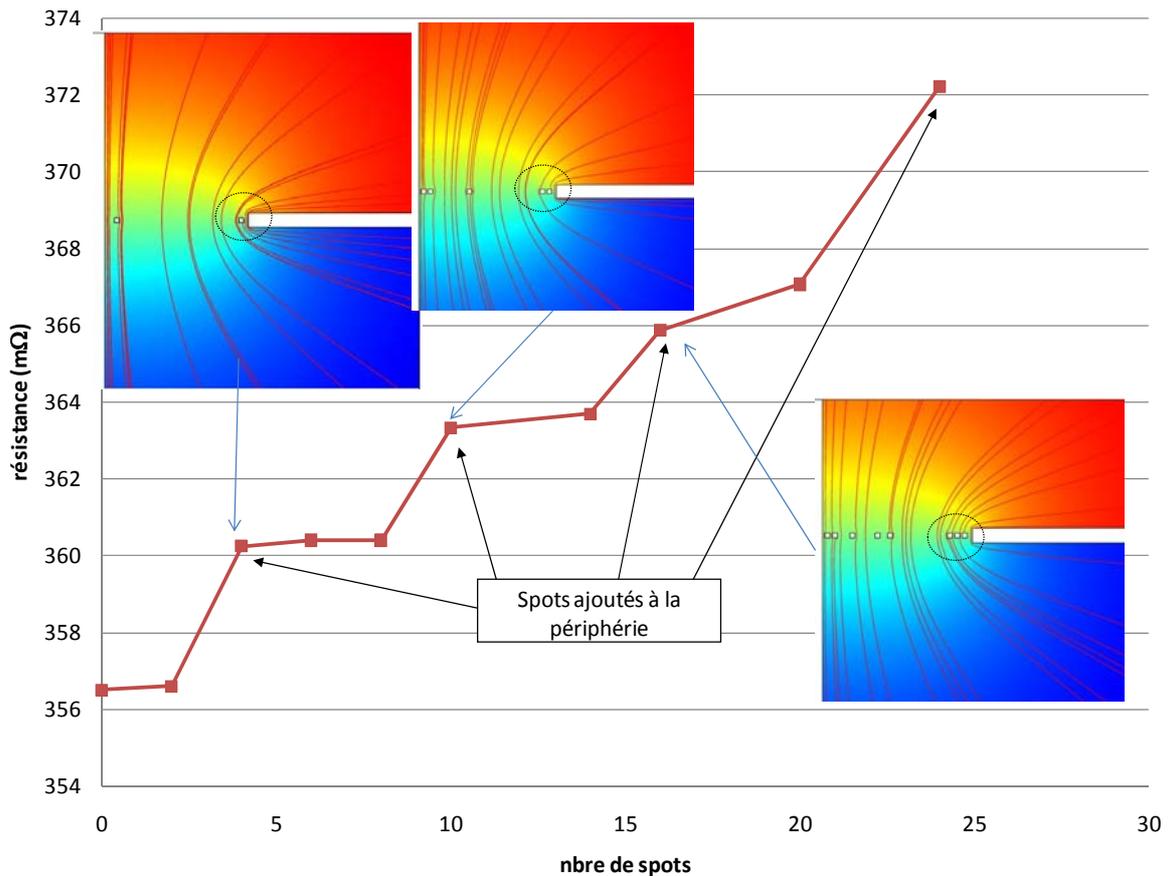


Figure IV.14 : Résistance électrique en fonction du nombre de spots isolants

En considérant un mode de transport diffusif des électrons dans le passage conducteur, les discontinuités de contact à l'intérieur des spots de contact peuvent être négligées. D'après les figures IV.10 et IV.11, un profil rugueux lissé à un degré proche de 10 conserve la taille des spots de contact. Ainsi un tel profil pourra être employé pour évaluer la résistance électrique de contact. Cependant, les profils de surface utilisés pour l'analyse du contact métal-métal des microcommutateurs sont en trois dimensions. Nous n'utiliserons pas des profils lissés mais des profils discrétisés qui permettent de réduire le nombre de nœuds et d'éléments dans le modèle numérique. L'outil de mesure enregistre des données point. La distance entre deux données point constitue le pas de définition de la rugosité ou pas de « discrétisation ». Le pas de « discrétisation » va dépendre des dimensions de l'échantillon et du nombre de points enregistrés par ligne balayée sur l'échantillon. Ces données points sont implémentées dans le logiciel ANSYS afin de reconstituer le profil rugueux de la surface.

Nous pouvons d'ores et déjà imaginer qu'un profil rugueux ayant un pas de discrétisation de 10 nm maximum devra être utilisé pour rester cohérent. Un tel pas de définition de la rugosité nous permet de réduire le nombre d'éléments de contact surfacique dans une simulation 3D par un facteur proche de 100 par rapport à un profil rugueux d'échelle de résolution égal à 1 nm. Nous présentons sur la figure IV.15 les profils de rugosité lissé et discrétisé avec un degré 10 avant et après déformation. Nous constatons que dans les deux

cas, la taille des spots de contact est conservée. Avec le profil discrétisé, la longueur de contact calculé est de 202 nm, contre 200 nm avec le profil lissé.

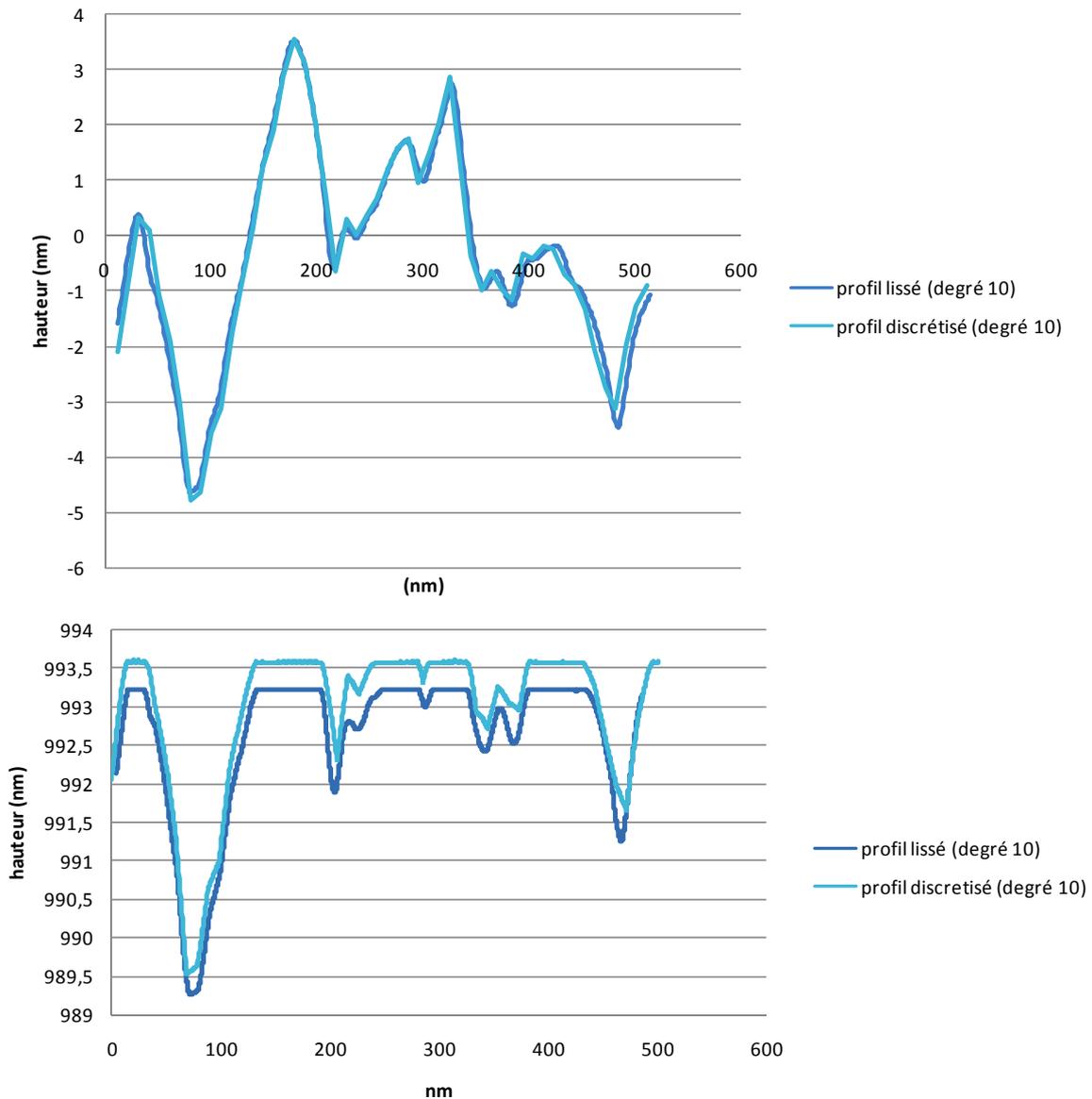


Figure IV.15: Profils lissé et discrétisé à degré 10 avant et après déformation

IV.2.2.1.4 CAS D'UNE FORCE DE CONTACT FAIBLE

L'étude a été réalisée pour des forces de contact typiquement répertoriées dans la littérature et développées par nos véhicules de test à actionnement mécanique. Cependant, les structures de test à actionnement électrostatique ont été conçues pour fonctionner sous une force de contact inférieure à $5\mu\text{N}$. Aussi, l'étude est elle complétée en reprenant le même profil 2D et en imposant un déplacement proche de 1nm pour générer une force de contact de l'ordre de $5\mu\text{N}$.

Une telle force engendre la formation de deux spots de contact. Le graphe de la figure IV.16 montre l'évolution de la longueur de contact en fonction du degré de lissage du profil. La valeur de la longueur de contact dans le cas d'un pas discrétisé de 10nm a été également été ajoutée.

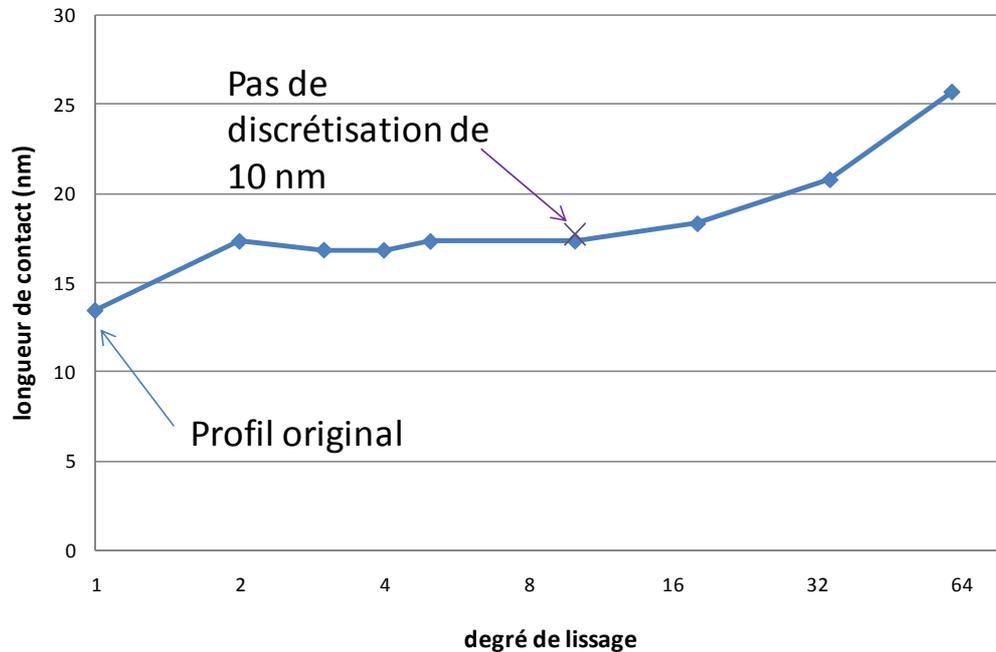


Figure IV. 16: Longueur de contact en fonction du lissage du profil de rugosité de surface

Les résultats obtenus avec les profils lissés jusqu'à un degré 10 et le profil discrétisé à 10 nm sont stables. Toutefois, un écart d'environ 30% sur la longueur de contact par rapport au profil original est enregistré. Cet écart peut amener à une erreur proche de 40% sur l'estimation de la résistance de Sharvin.

IV.2.2.1.5 CONCLUSION

Les analyses de contact seront réalisées en choisissant un pas de discrétisation de la topographie de surface rugueuse de 10 nm. Dans le cas de forces de contact de l'ordre de $100\mu\text{N}$, l'aire de contact totale sera surestimée mais l'écart pourra être négligé d'un point de vue électrique. Dans le cas de faible charge ($5\mu\text{N}$), l'aire de contact sera également surestimée. Les électrons circulant selon le mode balistique, la résistance de contact de Sharvin risque d'être sous estimée.

IV.2.2.2 DEFINITION LOCALISEE DE LA RUGOSITE

Afin d'obtenir des solutions avec un temps de calcul acceptable sur des machines dotées d'une mémoire raisonnable, nous pouvons implanter la topographie de surface rugueuse de manière localisée.

IV.2.2.2.1 VALIDATION DE LA METHODE

Nous considérons un profil de rugosité 3D en or évaporé dont la fenêtre d'acquisition a pour dimension $15 \times 15 \mu\text{m}^2$. Cette topographie a été capturée à l'AFM qui balaye la surface et

enregistre 256 données point par ligne. Aussi le pas de discrétisation de la micro-géométrie est-il égal à 58.82nm. Une surface de $8.2 \times 6.2 \mu\text{m}^2$ a été extraite. La topographie est illustrée en figure IV.17. Les couleurs les plus chaudes correspondent aux hauteurs de pics les plus élevées. Au vue des dimensions de l'échantillon, le pas proche de 60nm engendre un nombre d'éléments surfaciques de contact trop volumineux et les machines que nous utilisons pour réaliser l'analyse éléments finis échouent à mener la simulation à bien.

Nous proposons ainsi de ne définir la rugosité de surface que localement pour diminuer le nombre d'éléments. C'est-à-dire, nous repérons les pics de rugosité les plus élevés, puis nous n'implémentons les données points issues de la cartographie AFM que localement autour des plus hauts sommets.

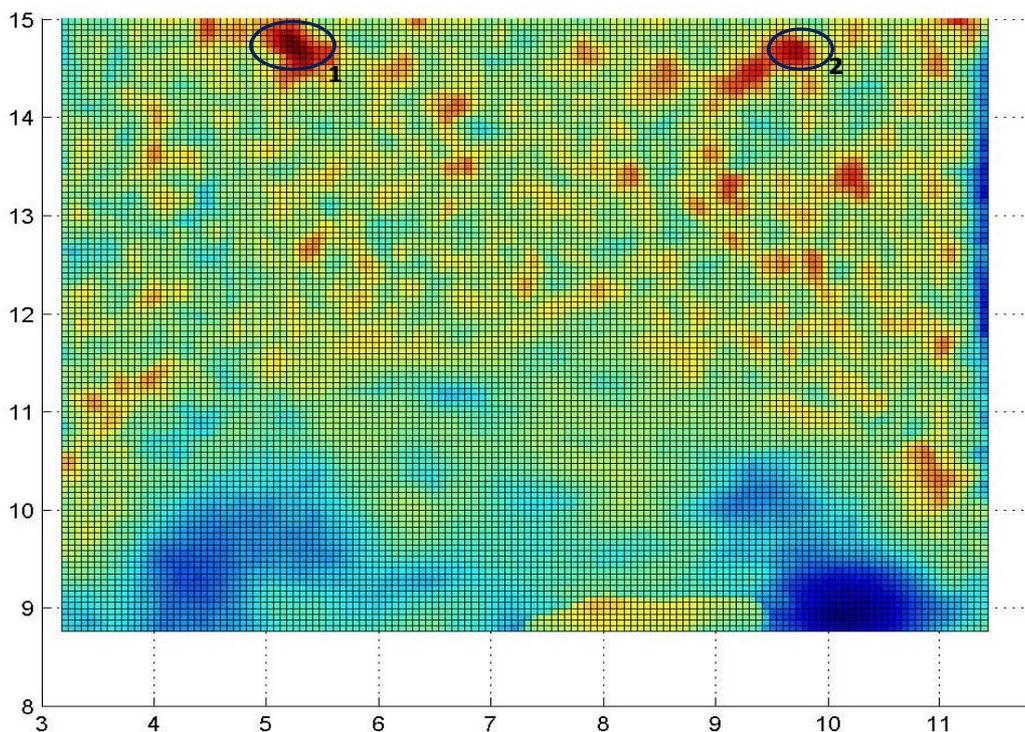


Figure IV.17 : Cartographie de la surface de contact en or évaporé et localisation des pics de rugosité les plus hauts

Pour valider ce modèle, nous considérons deux problèmes de contact rigide-à-flexible comportant des matériaux élastoplastiques:

1. La rugosité est définie sur la surface entière ($8.2 \times 6.2 \mu\text{m}^2$) avec une résolution de 117.65nm.
2. La rugosité est définie localement avec une résolution de 117.65nm. Le reste de la surface est maillé grossièrement.

Le pas de discrétisation est fixé à 117,65nm afin que la simulation dans le cas 1 puisse être effectuée.

Les premières simulations de contact mécanique avec un pas de résolution proche de 120nm et une force de contact de 60 μ N appliquée sur la surface entière engendrent un seul spot de contact, sur le pic de rugosité le plus haut. Ainsi le deuxième problème de contact sera construit en ne définissant la rugosité que localement autour du sommet 1. De plus, la surface entière est modélisée pour conserver les déformations volumiques du massif. Les maillages de la surface de contact du massif pour les deux modèles sont illustrés sur la figure IV.18.

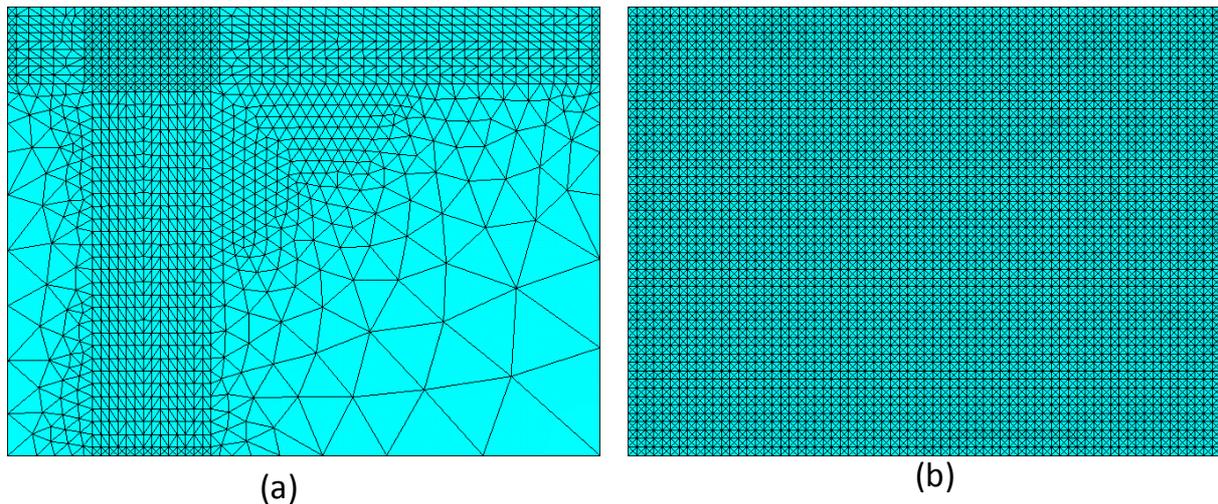


Figure IV.18 : Représentation du maillage de la surface de contact pour une définition localisée de la rugosité (a) et une définition complète (b)

A l'issue des deux simulations de contact mécanique, l'aire de contact et le rayon de spot circulaire équivalent sont extraits. Ces résultats sont détaillés dans le tableau IV.1. La figure IV.19 illustre la distribution de la pression de contact pour les deux cas considérés.

Pas de résolution (nm)	Définition de la rugosité	Aire de contact (nm ²)	Rayon de contact équivalent (nm)	Pression de contact maximale (GPa)	Déplacement maximal (nm)
117.65	complète	16988.00	73.55	3.071	20.328
117.65	localisée	17091.33	73.78	3.148	20.573

Tableau IV.1 : Résultats de contact mécanique pour deux représentations de la rugosité différentes (complète et localisé)

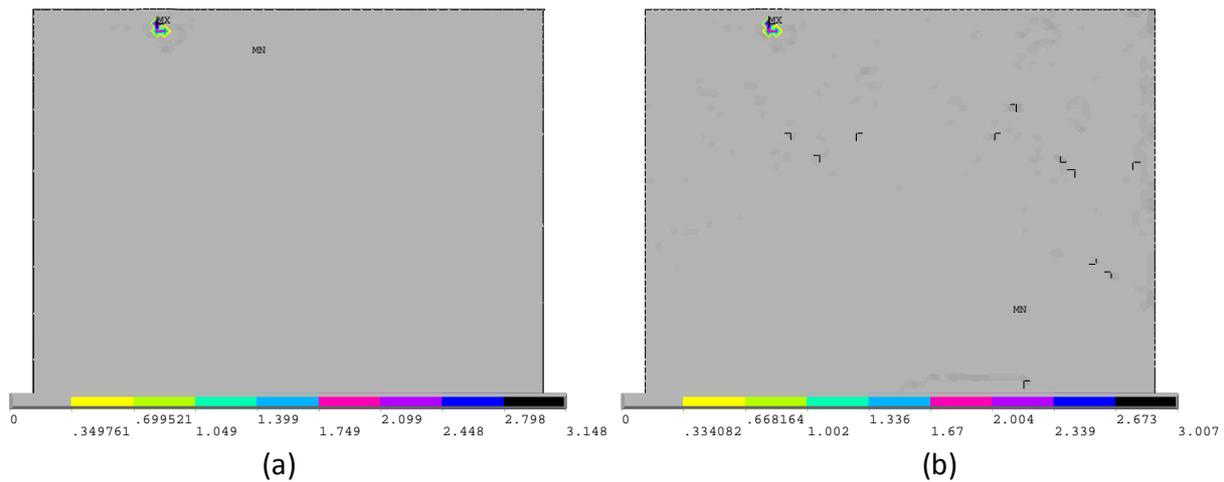


Figure IV.19 : Distribution de la pression de contact sur les surfaces avec rugosité définie localement (a) et complètement (b)

Les résultats mécaniques affichent un écart très faible et permettent donc de valider l'utilisation d'un modèle de contact où la rugosité n'est définie que localement. L'avantage offert n'est pas négligeable, puisqu'un gain de temps de calcul considérable peut être obtenu et une définition détaillée de la rugosité de surface peut être employée.

D'autres échantillons de dimensions plus petites et donc avec un pas de résolution plus petits ont été traités et apportent les mêmes conclusions.

IV.2.2.2.2 APPLICATION DE LA METHODE

EXEMPLE 1

En ce qui concerne la topographie de surface considérée dans l'exemple ci-dessus, la simulation de contact avec le pas d'analyse de l'AFM (60 nm) était impossible en définissant la rugosité sur la surface entière. On se propose donc de ne représenter la rugosité avec cette échelle que localement pour deux forces de contact, 60 et 250 μ N et d'analyser l'impact de l'échelle de définition de la rugosité. Les résultats sont présentés dans le tableau IV.2.

La résistance de contact est calculée en employant la formule de Holm ($\rho/2a$) avec la conductivité électrique de l'or prise à 45,2 $\times 10^6$ S/m. Lorsque deux spots de contact se forment, la conductance électrique totale est égale à la somme des conductances élémentaires.

Force de contact	Définition de rugosité et pas	Aire de contact (spot 1)	Aire de contact (spot 2)	Rayon de contact équivalent (spot 1)	Rayon de contact équivalent (spot 2)	Résistance de contact de Holm ($m\Omega$)
60 μ N	Complète (117.65 nm)	16988		73,55		150,39
	Localisée (58.82 nm)	24106		87,62		126,25
250 μ N	Complète (117.65 nm)	48242	30179	123,95	98,04	49,83
	Localisée (58.82 nm)	53497	22910	130,53	85,42	51,23

Tableau IV.2 : Comparaison de résultats issus de la simulation mécanique de contact pour deux pas de résolution différent

La diminution du pas de résolution de 117.65 à 58.82 nm a pour effet de diminuer la résistance de constriction de Holm de 150.39m Ω à 126.25 m Ω .

Ensuite on applique une force de 250 μ N. Cette force engendre deux spots de contact. La rugosité avec un pas de définition de 60nm n'est ainsi représentée qu'autour de ces deux pics. La différence d'aire de contact entre les deux spots est plus importante avec la plus petite résolution et mène à une résistance de constriction de Holm plus importante (51.2m Ω au lieu de 49.8m Ω).

Cet exemple met en évidence l'impact de l'échelle de définition de la rugosité, menant à un écart de 20% sur la résistance de contact pour 60 μ N de force. On peut penser que l'écart va augmenter en choisissant un pas de discrétisation de rugosité plus petit.

EXEMPLE 2

Considérons la topographie de surface de la ligne du véhicule de test du LETI sans plot de contact (figure IV.20).

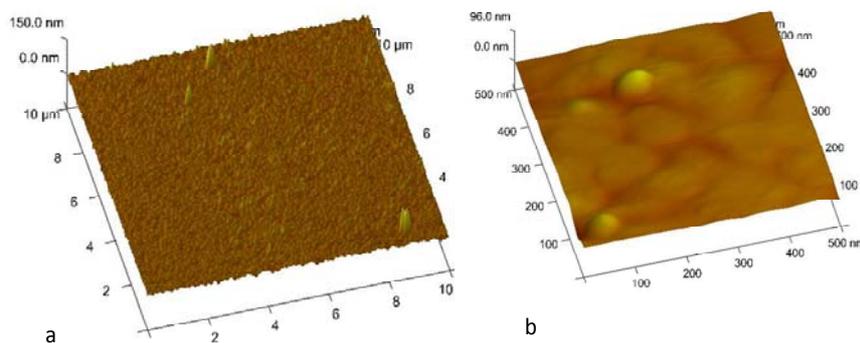


Figure IV.20 : Mesures de rugosité réalisées à l'AFM sur une ligne de contact de dimension 10 x 10 μ m² (a) et 500 x 500 nm²

Nous utilisons ces profils de rugosité pour simuler le contact mécanique. Nous supposons que le contact a lieu sur une petite zone de contact de 500 x 500 nm² sous une faible force de 5 μ N. Par ailleurs, la membrane est supposée plane et lisse (rugosité négligeable par

rapport à celle de la ligne). Nous considérons un problème de contact flexible à flexible et le matériau élastoplastique or.

Dans un premier temps nous sommes limités pour une surface de contact de $500 \times 500 \text{ nm}^2$ à un pas de définition de la rugosité de $11,8 \text{ nm}$. Pour contourner cette limite nous repérons les plus hauts pics de rugosité et ne définissons la rugosité qu'autours de ces aspérités. On obtient ainsi un pas de résolution de $5,9 \text{ nm}$ (figure IV.21).

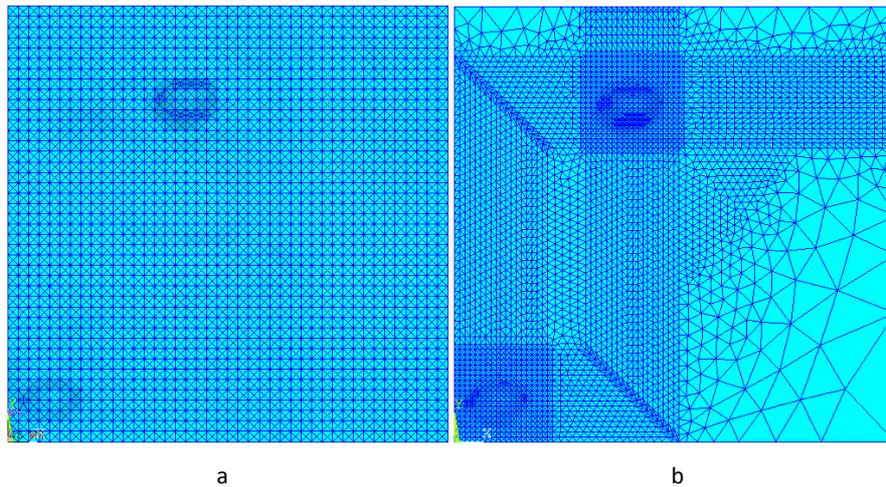


Figure IV. 21: Maillage de la surface de contact (ligne $500 \times 500 \text{ nm}^2$) avec un pas de définition de $11,8 \text{ nm}$ (a) et un pas de définition de $5,9 \text{ nm}$ (définition localisée de la rugosité) (b)

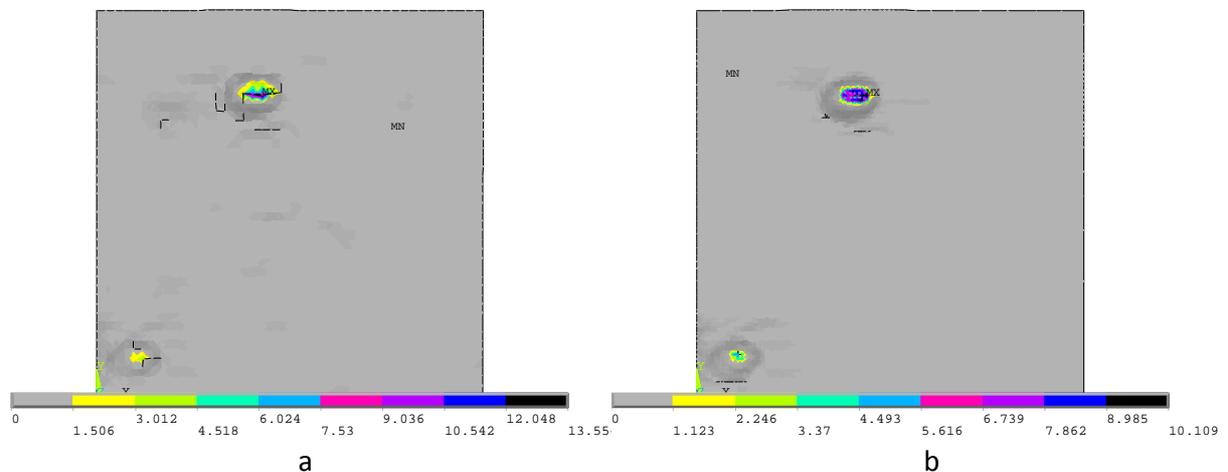


Figure IV. 22: Distribution de la pression de contact sur la ligne $500 \times 500 \text{ nm}^2$ avec un pas de définition de $11,8 \text{ nm}$ (a) et avec un pas de définition de $5,9 \text{ nm}$ (c).

Le rayon des spots de contact restant inférieur au libre parcours moyen des électrons on met en œuvre la formule de Sharvin pour calculer la résistance de contact en mode balistique (tableau IV.3).

Pas de définition	11,76nm	5,88nm	3,92
aire de contact totale (nm ²)	599,89	826,79	982,75
aire de contact 1 (nm ²)	99,98	137,80	163,79
aire de contact 2 (nm ²)	499,91	688,99	818,96
rayon de contact équivalent 1 (nm)	5,64	6,62	7,22
rayon de contact équivalent 2 (nm)	12,62	14,81	16,15
résistance de contact de Sharvin (Ω)	1,07	0,78	0,65

Tableau IV.3 : Résultats de contact mécanique et résistances de contact calculées pour trois pas de définition de la rugosité

La réduction du pas de discrétisation de 12 nm à 4 nm a été permise dans cet exemple grâce à l'implantation localisée de la rugosité et engendre une réduction de la résistance de contact de Sharvin de 40%.

IV.2.2.3 INFLUENCE DU MAILLAGE DU MASSIF

La représentation et le maillage de la surface de contact rugueuse nécessite un nombre d'éléments très important dans le modèle de contact, si bien que le temps de calcul peut devenir prohibitif. Pour limiter le nombre de degré de liberté dans le modèle, il convient d'augmenter la taille des éléments maillant le massif.

Le but est de déterminer la taille de maille maximale du massif requise pour conserver les informations concernant la déformation volumique du massif.

Pour simplifier l'étude nous considérons un modèle de contact en deux dimensions en contraintes planes de largeur 500nm et d'épaisseur 1 μ m. La surface de contact a un pas de discrétisation de 1 nm et correspond à un profil d'or évaporé. Cette surface est indentée par un plan rigide. Nous imposons un déplacement de 10nm correspondant à une force (~100 μ N) typiquement développée par les microcommutateurs. La maille du massif est progressivement élargie. La longueur de contact est systématiquement extraite et illustrée sur la figure IV.23. Nous prenons pour référence, la longueur de contact obtenue pour une taille moyenne de maille du massif de 29 nm. Cette figure met en évidence l'influence moindre du maillage du massif sur les résultats. En effet, l'écart maximal de longueur de contact obtenu avec cet exemple est inférieur à 1,4%.

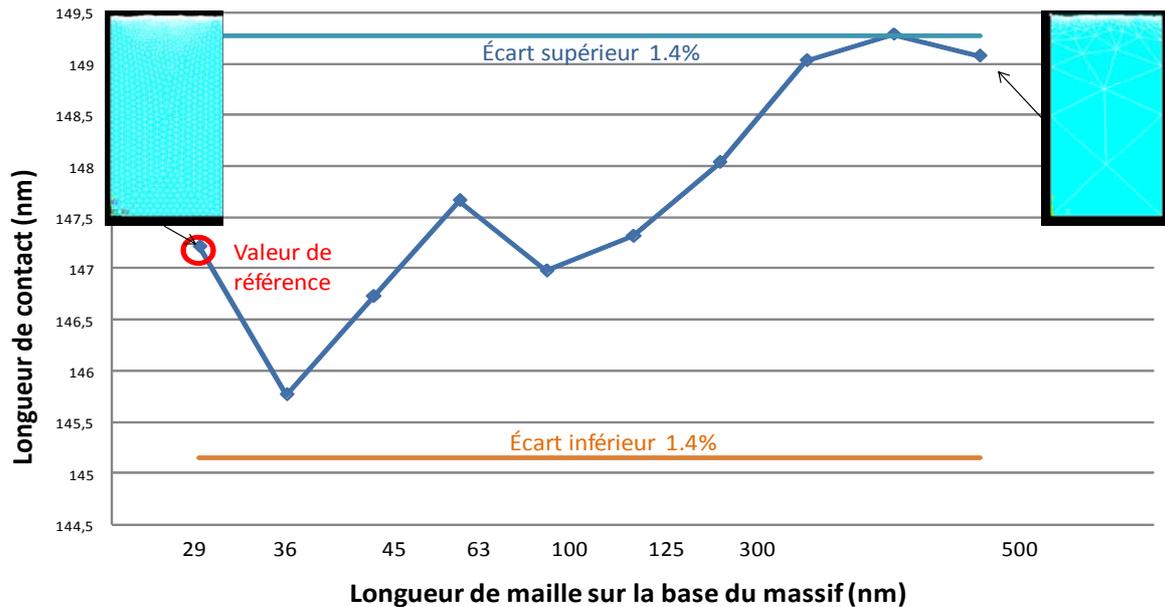


Figure IV.23 : Evolution de la longueur de contact en fonction du niveau de maillage du massif

IV.2.2.4 DU MODELE FLEXIBLE-A-FLEXIBLE AU MODELE RIGIDE-A-FLEXIBLE

ANSYS dissocie les problèmes de contact en deux catégories : rigide à flexible et flexible à flexible. Dans le cas d'un contact rigide-à-flexible, une (ou plusieurs) surfaces en contact est traitée comme rigide. (Une surface possède une rigidité beaucoup plus élevée que l'autre). De nombreux problèmes de formage de métal appartiennent par exemple à cette catégorie. Pour notre étude, cette option est très avantageuse lorsqu'elle est applicable puisqu'elle permet de réduire nettement le nombre d'éléments dans le modèle. Nous allons étudier dans quels cas nous pouvons appliquer les deux modèles.

IV.2.2.4.1 CAS DE MATERIAUX ELASTIQUES

Dans le cas d'un contact élastique entre une surface rugueuse et une surface lisse, le problème de contact peut être simplifié en remplaçant le modèle comportant deux surfaces flexibles par un modèle comportant une surface flexible et une surface rigide [2]. Un module d'Young équivalent sera alors défini pour la surface flexible.

$$\frac{1}{E^*} = \frac{1-\nu_1^2}{E_1} + \frac{1-\nu_2^2}{E_2}$$

La figure ci-dessous illustre un problème de contact entre deux corps flexibles et élastiques et son modèle équivalent. Dans le cas du modèle flexible-à-flexible, l'indenteur est un parallélogramme déformable. Dans le cas du modèle rigide-à-flexible, l'indenteur est une surface plane rigide.

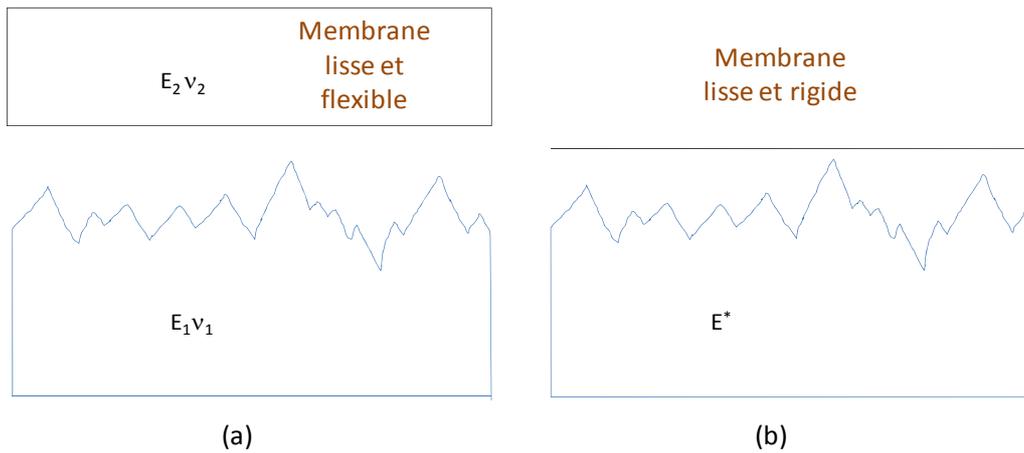


Figure IV.24 : Modèle de contact entre deux corps flexibles (a) et modèle équivalent entre une surface rigide et un corps flexible doté d'un module d'Young équivalent E^*

Pour tester l'équivalence de contact entre deux corps flexible et entre un corps rigide et un corps flexible, nous considérons un problème de contact lisse incluant des matériaux élastiques. Nous considérons une membrane en ruthénium qui vient indenter un plot de contact en or, comme illustré sur la figure IV.25.

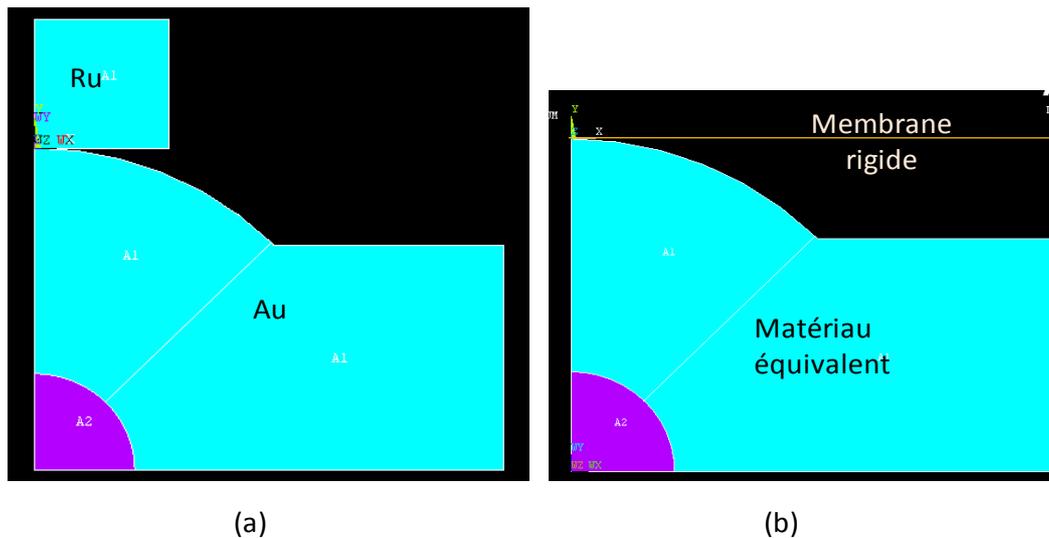


Figure IV.25 : Contact entre une membrane en ruthénium flexible et un plot de contact en or (a) et modèle équivalent rigide à flexible (b)

Les propriétés des matériaux ruthénium et or ainsi que le matériau équivalent sont résumés dans le tableau IV.4.

	Ruthénium (Ru)	Or (Au)	Matériau équivalent
Module d'Young (MPa)	443000	80000	80977
Coefficient de Poisson ν	0.3	0.42	0.36

Tableau IV.4 : Propriétés des matériaux

Nous présentons les résultats sur la figure IV.26 et constatons que les courbes de distribution des deux modèles se superposent. Nous obtenons le même rayon de contact égal à 224nm. Cet exemple simple, qui a été réalisé également pour d'autres matériaux et en faisant varier la force de contact appliquée, valide l'équivalence dans le cas d'un contact élastique d'un modèle comportant deux corps flexible par un modèle comportant une surface rigide et un corps flexible.

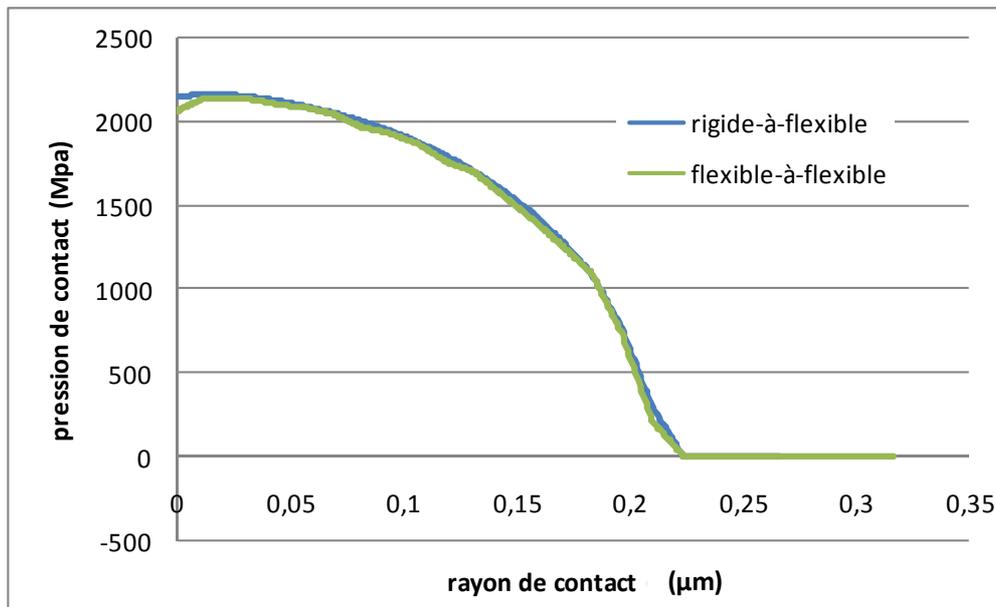


Figure IV.26 : Distribution de la pression de contact pour le modèle flexible-flexible et son modèle équivalent rigide-flexible

Or la plupart des matériaux constituant les contacts de microcommutateur sont pourvus de micro-aspérités en surface qui se déforment plastiquement sous l'effet d'une force de contact appliquée sur la membrane suspendue.

IV.2.2.4.2 CAS DE MATERIAUX ELASTOPLASTIQUES

CONTACT LISSE

Nous avons voulu évaluer l'erreur commise en considérant maintenant les matériaux élastoplastiques. Ainsi nous reprenons le modèle précédent avec une membrane et un plot dotés de propriétés élastoplastiques (tableau IV.5).

	Or (Au)	Ruthénium (Ru)	Matériau équivalent
Module d'Young (MPa)	80000	443000	80977
Coefficient de Poisson ν	0.42	0.3	0.36
Limite élastique σ (MPa)	300	372	300
Module tangent E_t (MPa)	10000	10000	10000

Tableau IV.5 : Propriété des matériaux

Le tableau suivant présente les pressions maximales et rayons de contact obtenus pour les deux modèles. La modification géométrique de la surface de contact rugueuse implique une redistribution des contraintes par rapport au cas théorique du contact lisse. Il en résulte de fortes concentrations de pression. C'est pourquoi nous testons l'équivalence jusqu'à une force de contact de 1mN.

Forces μN	pression maxi (MPa)			rayon de contact (nm)		
	flexible-à-flexible	rigide-à-flexible	écart (%)	flexible-à-flexible	rigide-à-flexible	écart (%)
5	330	340.5	3.2	93.8	93.9	0.1
25	653,6	663.6	1.5	150.6	150.6	0
100	886	905	2.1	231	230.9	0.04
200	890	1000	12.3	302.4	294.9	2.5
500	998	1050	5.2	425.6	417.3	1.95
1000	1212	1350	11.4	560.6	533.7	4.8

Tableau IV.6 : Résultats de contact simulés pour deux modèles avec matériaux élastoplastiques

Dans cet exemple, les rayons de contact obtenus avec le modèle de contact utilisé sont très satisfaisants, puisque nous enregistrons un écart maximal de 4,8%.

Nous obtenons cependant des dispersions sur la pression plus importantes, comme le montre la figure IV. 27 pour une force de 1mN.

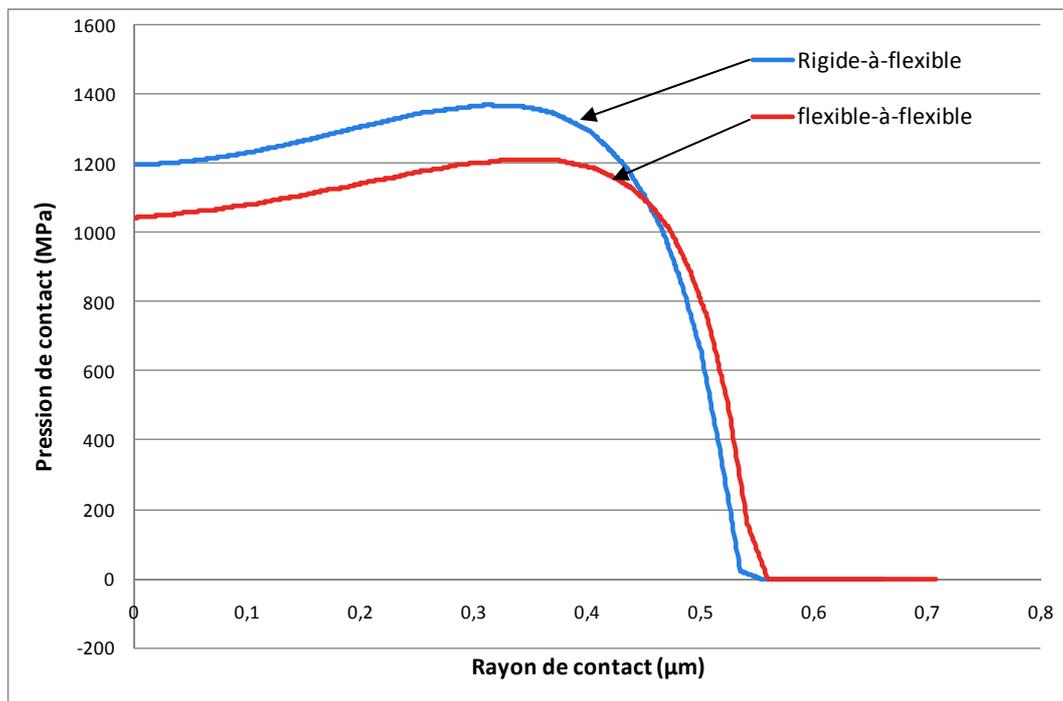


Figure IV.27 : Distribution de la pression de contact pour le modèle flexible-flexible et son modèle équivalent rigide-flexible (force imposée = 1mN)

Nous avons ainsi voulu évaluer l'impact de ces faibles dispersions sur un problème de contact rugueux.

CONTACT RUGUEUX

Nous considérons un problème de contact entre deux corps élastoplastiques en or (tableau IV.7). Un premier modèle est composé des deux corps flexibles avec la rugosité implémentée sur une surface et un deuxième modèle est constitué d'une surface rugueuse rigide qui indente un corps déformable à surface rugueuse et au comportement élastoplastique équivalent (figure IV.28). Le profil de rugosité implémenté est représenté sur la figure IV.29.

Le problème est contrôlé en déplacement. Nous définissons un facteur de raideur de contact suffisamment grand ($FKN = 50$) pour obtenir des résultats stables.

	Or (Au)	Matériau équivalent
Module d'Young E (MPa)	80000	48567
Coefficient de Poisson ν	0.42	0.42
Limite élastique σ (MPa)	300	300
Module tangent E_t (MPa)	10000	10000

Tableau IV.7 : propriété des matériaux

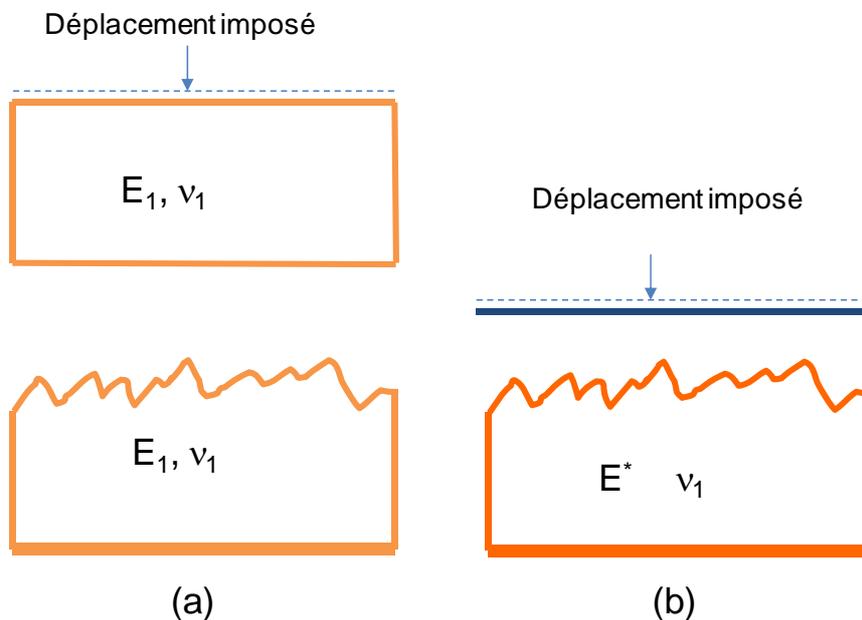


Figure IV.28 : Modèle de contact entre deux corps flexibles élastoplastiques (a) et modèle de contact équivalent (b) entre une surface rigide et un corps élastoplastique équivalent

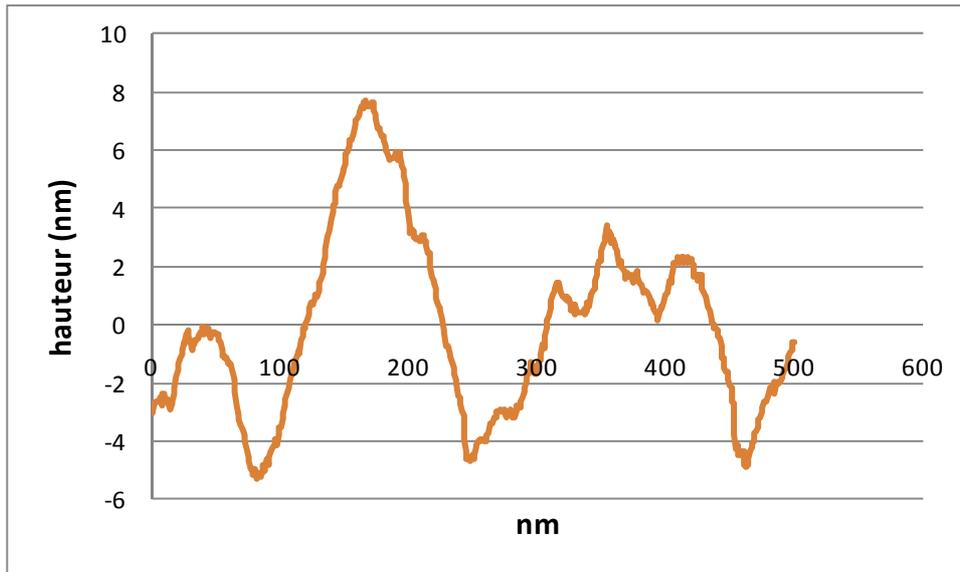


Figure IV. 29: Profil de rugosité implémenté dans le modèle de contact

Nous présentons les résultats sur le graphe de la figure IV.30. Bien que les écarts soient très faibles et négligeables pour de petits déplacements (0.1-1nm), ceux-ci augmentent jusqu'à 25% pour des déplacements imposés plus importants.

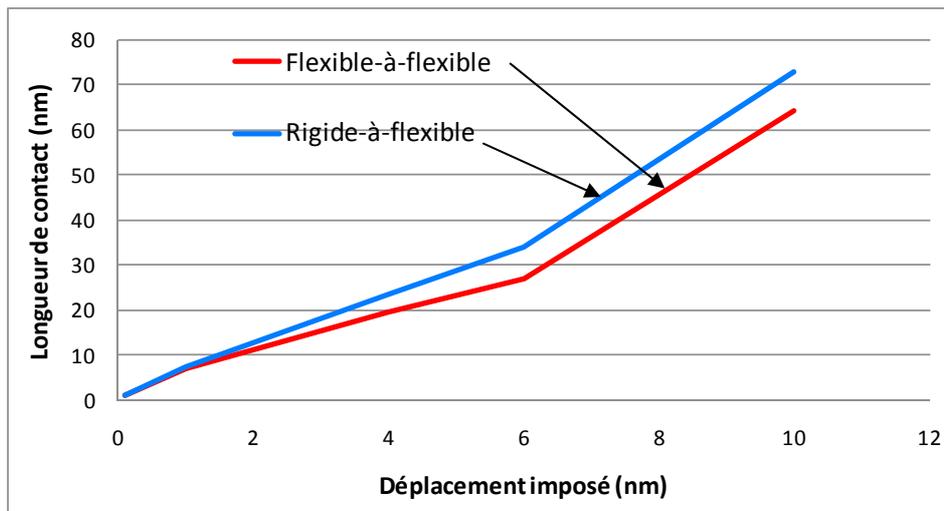


Figure IV.30 : Longueur de contact en fonction du déplacement imposé pour un contact entre deux surfaces déformables élastoplastiques et un contact entre une surface rigide et une surface déformable équivalente

CONCLUSION

Ainsi dans notre cas d'étude sur les microcommutateurs à contact résistif, nous préférons, tant qu'il est possible, employer un modèle de contact flexible à flexible pour une structure en début de test dotée de matériaux de contact aux propriétés élastoplastiques. Par contre, lorsque la structure a été testée sur un nombre de cycles importants, les propriétés des matériaux de contact peuvent redevenir élastiques et le modèle de contact rigide à flexible pourra ainsi être utilisé. Le corps flexible sera constitué d'un matériau de contact équivalent pour lequel on aura défini un module d'Young et un coefficient de Poisson équivalents.

IV.2.2.5 EQUIVALENCE DE RUGOSITE

Dans le cas d'un contact entre deux surfaces rugueuses, le problème de contact peut être simplifié en ne considérant la rugosité que sur une seule surface. D'après Johnson [2], pour des contacts sans frottement entre solides élastiques avec surfaces rugueuses, les contraintes du contact dépendent seulement de la forme du gap les séparant avant chargement. Greenwood et Tripp [3] montre que la hauteur h du nouveau profil de rugosité est juste la différence entre les hauteurs locales des surfaces originales non-déformées.

IV.2.2.5.1 CAS ELASTIQUE

Pour confirmer les études de Greenwood et Tripp, des simulations de contact mécanique 2D en contraintes planes ont d'abord été réalisées avec des matériaux élastiques. L'objectif était de remplacer deux profils de surface rugueuse par une surface lisse et une surface rugueuse dont le profil est la somme des deux premiers profils. Ainsi on parvient à réduire le nombre de degrés de libertés dans le modèle de contact pour obtenir un gain de temps de calcul. Les deux modèles considérés sont présentés sur la figure IV.31.

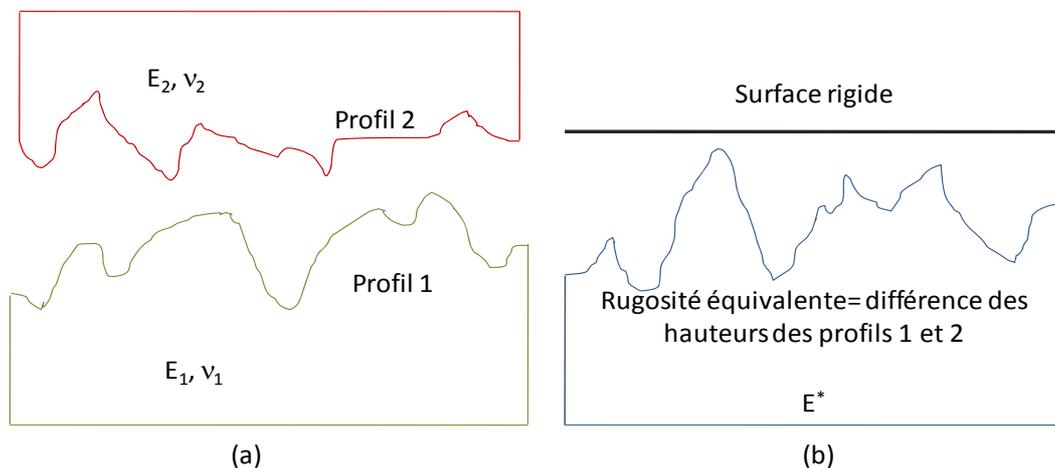


Figure IV.31 : Modèle de contact entre deux corps flexibles élastiques à surface rugueuse (a) et modèle de contact équivalent (b) entre une surface rigide et un corps élastique équivalent à surface rugueuse équivalente

La figure IV.32 illustre les deux profils de rugosité de pas de résolution égal à 1nm et de longueur 500nm et le profil de rugosité équivalent obtenu en calculant la différence de hauteur des deux premiers profils. Ces profils sont implémentés dans des modèles de contact en contraintes planes sous ANSYS. Le matériau élastique utilisé pour les modèles est l'or de module d'Young 80000MPa et de coefficient de poisson 0.42, ce qui nous donne un module d'Young équivalent de 48567MPa. Pour faciliter la convergence des problèmes de contact, le problème est contrôlé en déplacement. Ainsi, on impose un déplacement à tous les nœuds de la surface supérieure du corps 2 et à la surface rigide. Les déplacements sont bloqués sur la surface inférieure du corps 1 et un axe de symétrie est défini pour l'ensemble du modèle.

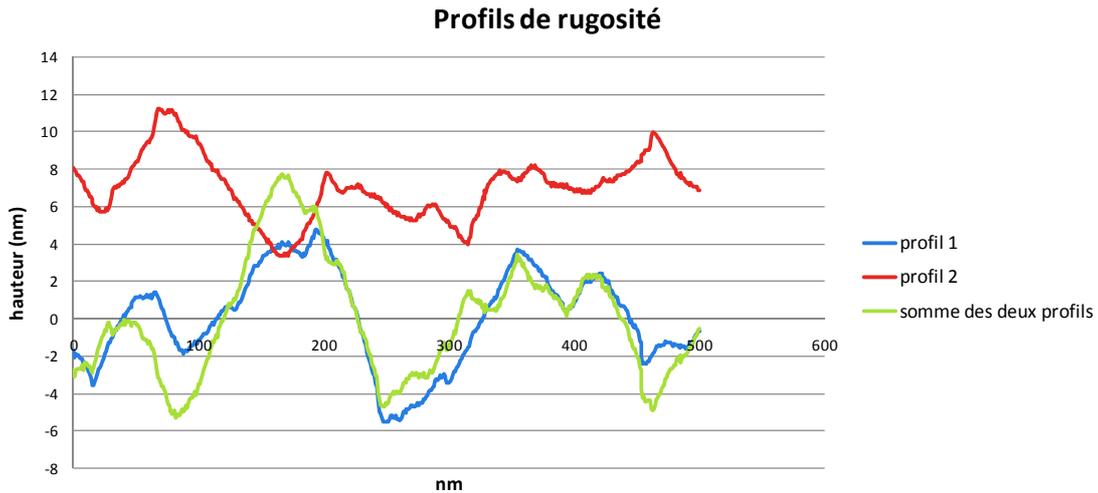


Figure IV.32 : Illustration des profils de rugosité utilisés dans les modèles de contact

Pour chaque déplacement imposé de 0.1 à 20 nm, nous relevons la longueur de contact pour les deux modèles (figure IV.33). L'écart obtenu avec le deuxième modèle de contact comportant la surface de rugosité équivalente reste toujours inférieur à 3% et permet ainsi de valider le modèle de rugosité équivalente utilisé pour des corps élastiques.

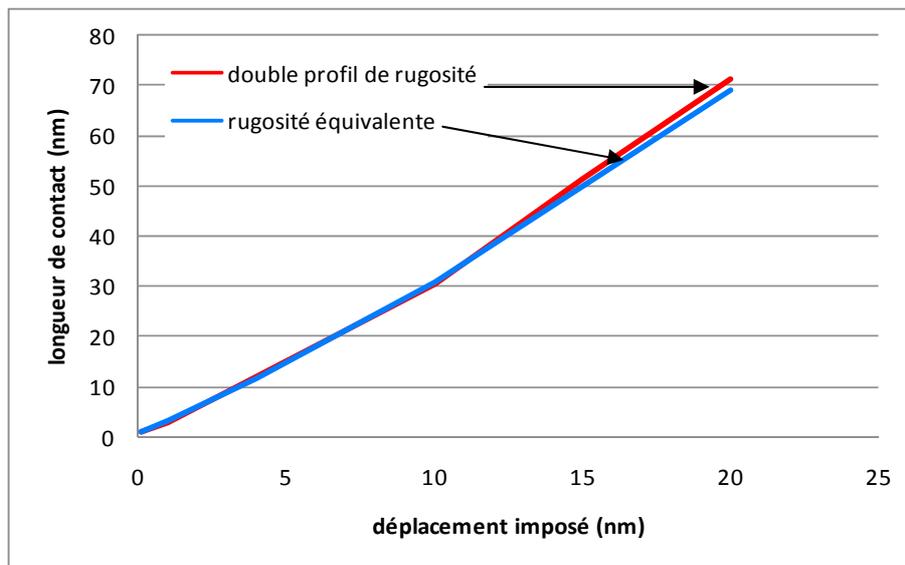


Figure IV.33 : Longueur de contact en fonction du déplacement imposé pour un contact entre deux surfaces rugueuses élastiques et un contact entre une surface lisse et une surface rugueuse équivalente

IV.2.2.5.2 CAS ELASTOPLASTIQUE

Des simulations de contact mécaniques 2D sont ensuite réalisées avec des matériaux élastoplastiques (tableau IV.7). Les deux modèles de contact sont rigide-à-flexible (figure IV.34).

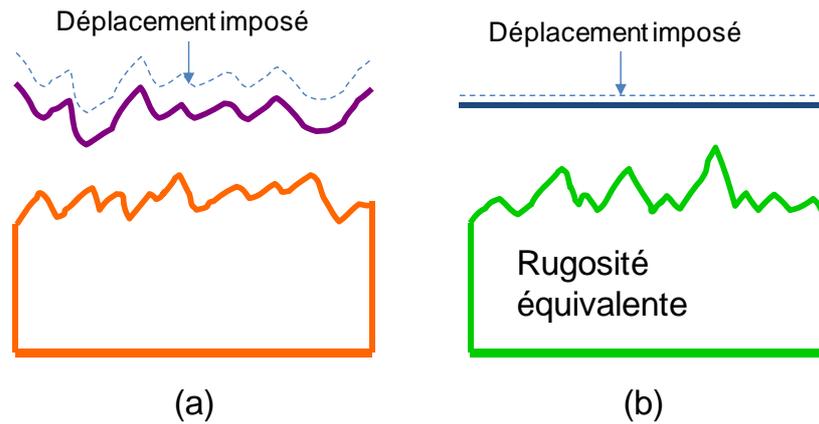


Figure IV.34: Modèle de contact entre deux surfaces rugueuses (a) et modèle de contact équivalent (b) entre une surface lisse et une surface rugueuse équivalente. Les matériaux sont élastoplastiques

Cette fois ci le modèle équivalent produit un écart maximal d'environ 11 % comme illustré sur le graphe de la figure IV.35.

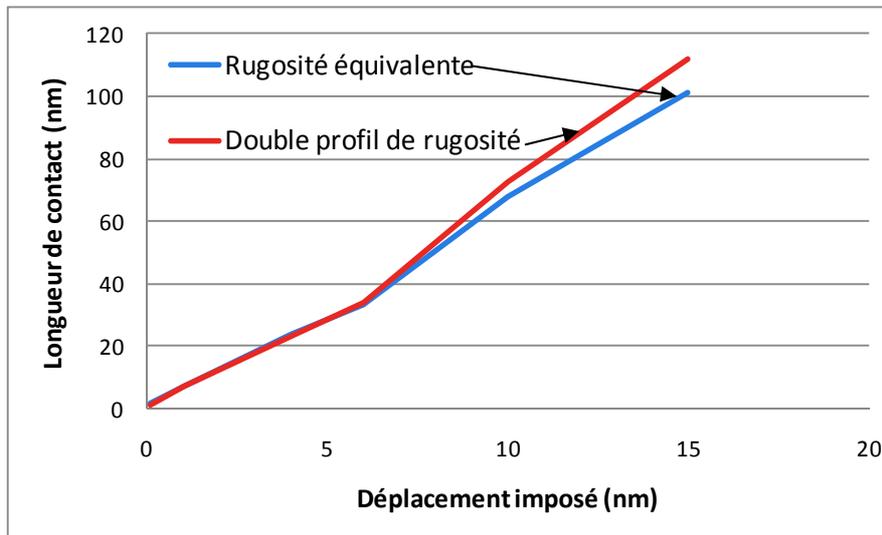


Figure IV.35 : Longueur de contact en fonction du déplacement imposé pour un contact entre deux surfaces rugueuses élastoplastiques et un contact entre une surface lisse et une surface rugueuse équivalente

L'écart maximal reste faible et nous pourrions envisager de définir une rugosité équivalente pour deux corps au comportement élastoplastique entrant en contact.

Toutefois, dans notre cas d'étude, la rugosité de la membrane suspendue pourra souvent être négligée en raison des conditions de fabrication. En effet, la poutre mobile dans la technologie LAAS est structurée sur de la résine sacrificielle lisse.

Si nous voulons prendre en compte par la suite les phénomènes de dégradation du contact électrique du au cyclage de la structure, nous devons considérer le profil déformé de la membrane suspendue. Lorsque la structure a été vieillie sous fort courant et fort chargement, le comportement du matériau de contact redevient élastique. La méthode de

sommation des profils rugueux pourra alors être envisagée et permettre de réduire le nombre de degré de liberté dans le modèle.

IV.2.2.6 EXTRACTION DE LA SURFACE DE CONTACT

Pour déterminer la résistance électrique de contact entre deux conducteurs, il est nécessaire au préalable de connaître avec précision l'aire de contact de chaque spot de contact ainsi que leur distribution sur l'aire de contact apparente. La figure IV.36 illustre un exemple de distribution de la pression de contact sur la surface de contact. L'aire où la pression de contact est non nulle correspond à une aire de contact mécanique.

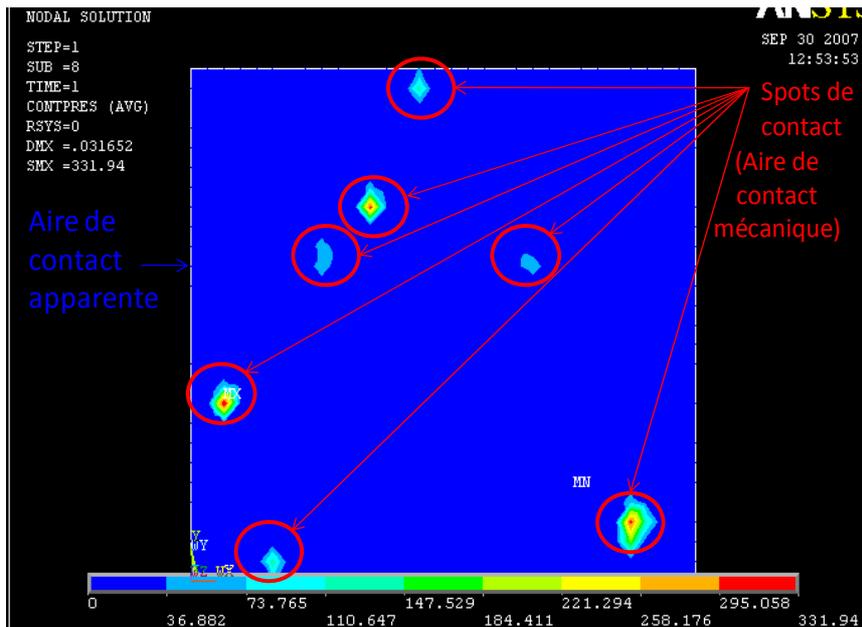


Figure IV.36 : Distribution de la pression sur la surface de contact

Les travaux réalisés pour calculer la résistance de contact considèrent un spot de contact apparenté à un disque de rayon a . Puis l'utilisation de formulations analytiques permet d'évaluer la résistance de contact électrique en fonction de la taille des spots et de leur distribution. Pour déterminer l'aire de contact, nous avons tout d'abord pensé à extraire le nombre de nœuds à l'intérieur d'un spot de contact, comme illustré sur la figure IV.37. Le rapport entre l'aire de contact mécanique et l'aire de contact apparente donne le rapport entre le nombre de nœuds affichant une pression non nulle et le nombre de nœuds présents sur la surface apparente.

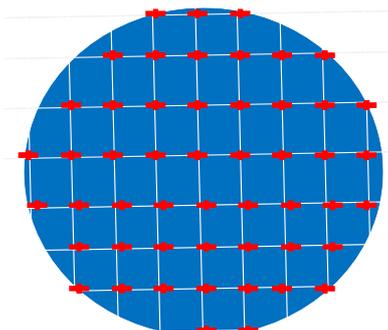


Figure IV.37 : Représentation d'un spot de contact circulaire et de son maillage

Cependant, cette manière d'opérer ne donne pas une valeur de l'aire de contact exacte. Si nous regardons la figure IV.38, nous devinons que l'extraction des nœuds pour lesquels la pression de contact est non nulle fournit une sous-estimation de l'aire de contact réelle.

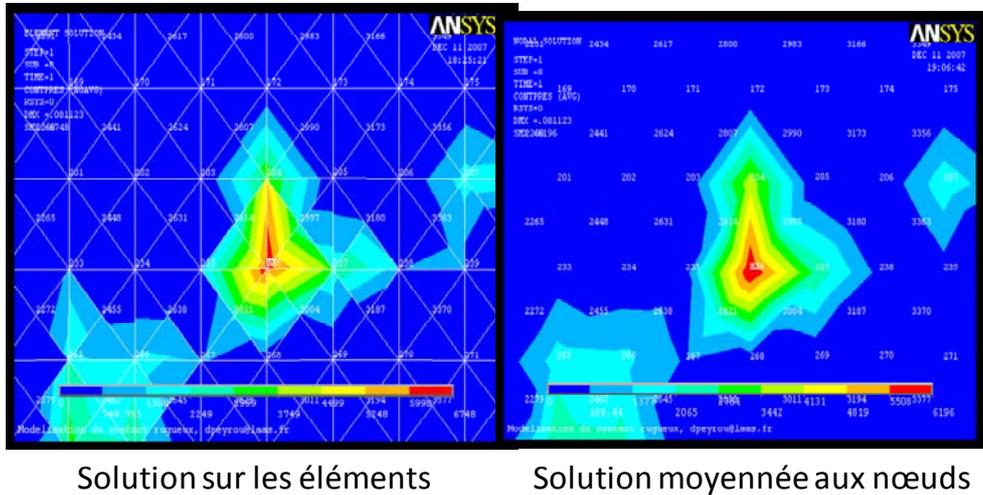


Figure IV.38 : Distribution de la pression de contact -solution sur les éléments, solution moyennée aux nœuds

Pour expliquer le problème, nous présentons en figure IV.39 un modèle de spot de contact typiquement obtenu lors de nos simulations de contact mécanique. Nous remarquons qu'un seul nœud du spot de contact a une pression de contact non-nulle, alors que la pression non nulle s'étale sur plusieurs éléments de contact.

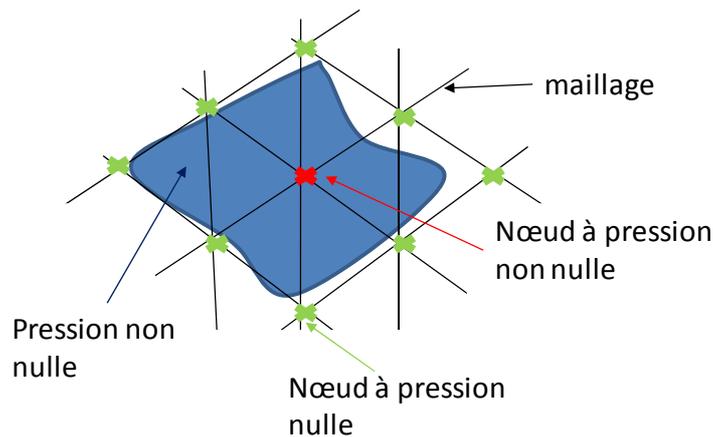


Figure IV.39 : Calcul de la surface de contact par extraction des nœuds de pression non nulle et mise en évidence de la sous-estimation de l'aire de contact réelle

La dernière version d'ANSYS (version 11) présente une nouvelle option permettant directement de connaître l'aire de contact sur chaque élément et nous a ainsi facilité le travail d'extraction de l'aire des spots de contact. Un programme Matlab a donc par la suite

été réalisé en utilisant les dernières fonctions ANSYS pour déterminer l'aire de chaque spot de contact et leur localisation sur la surface de contact.

IV.2.3 DESCRIPTION DE LA METHODOLOGIE DE CALCUL DE RESISTANCE DE CONTACT RUGUEUX

IV.2.3.1 PRESENTATION DES DEUX ETAPES DE LA METHODOLOGIE EMPLOYEE

Nous présentons la méthodologie de modélisation du contact rugueux pour extraire la résistance de contact électrique. Celle-ci se dissocie en deux étapes. Lors de la première étape, des premiers tests vont nous permettre de déterminer, en fonction de la force appliquée, la localisation des sommets effectivement en contact. Ces tests seront réalisés à partir de caractérisation de surface pour des dimensions de la fenêtre d'acquisition et un pas de définition larges afin de limiter les ressources informatiques. Les résultats de ces premiers tests vont nous permettre, lors de la deuxième étape, de définir localement la rugosité au niveau des aspérités en contact. Les dimensions de l'échantillon pourront également être diminuées mais on veillera à ce que les effets de déformations volumiques ne soient pas affectés. Nous choisirons un pas de résolution plus petit pour prendre en compte les plus fins détails de rugosité et obtenir une aire de contact représentative de la réalité.

Les figures IV.40 et IV.41 décrivent la méthodologie employée pour l'étape 1 et l'étape 2 respectivement.

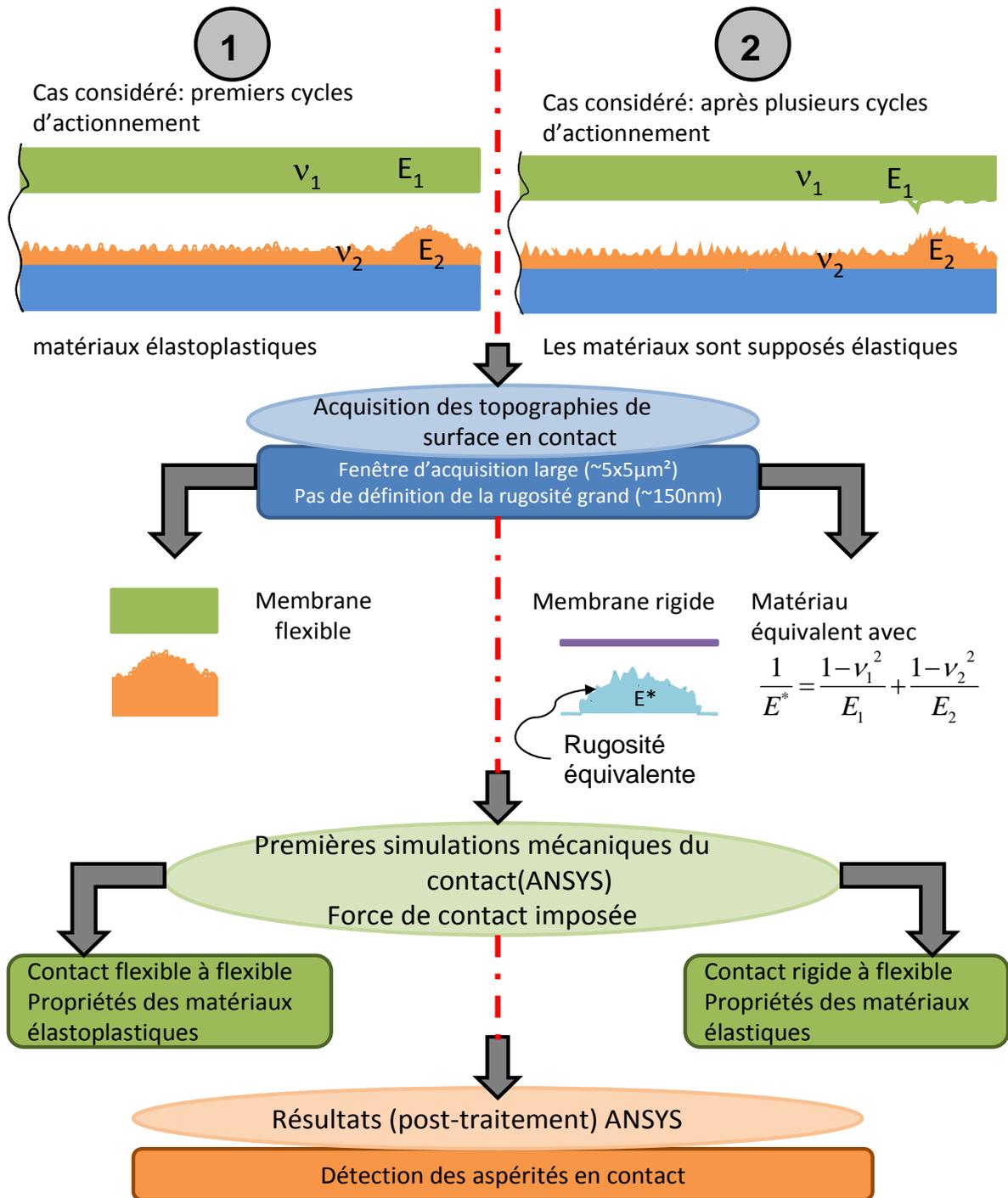


Figure IV.40 : Première étape de modélisation du contact rugueux

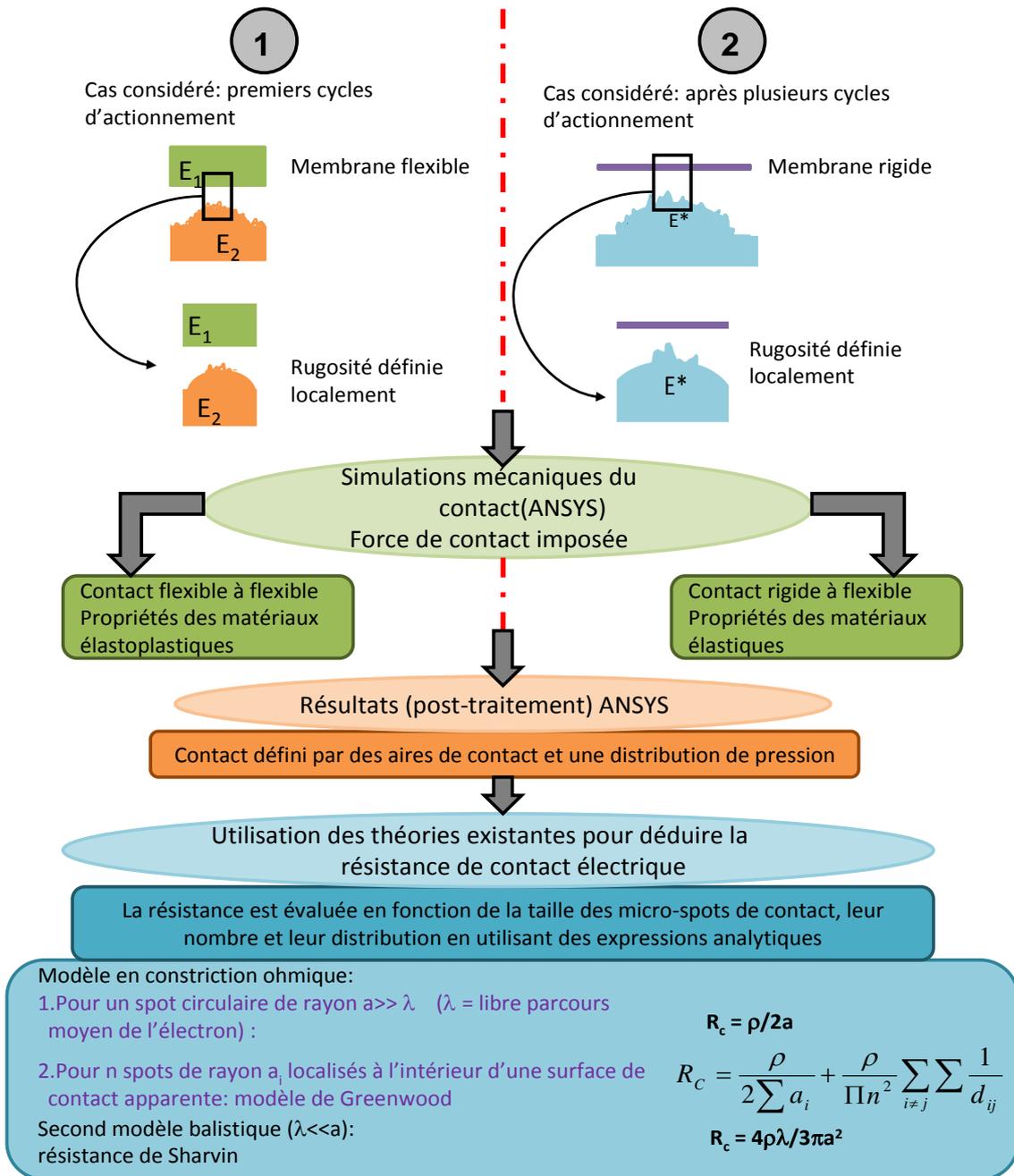


Figure IV.41 : Seconde étape de modélisation du contact rugueux

IV.2.3.2 DESCRIPTION DES DEUX CAS CONSIDERES : AVANT ET APRES CYCLAGE DE LA STRUCTURE

Les contacts de microcommutateurs consistent en une surface plane qui vient en appui sur un plot sphérique ou inversement, si bien qu'en fonction de la force appliquée seule une petite portion de surface rugueuse avec rayon de courbure devra être modélisée. Nous allons tester la méthodologie sur différentes structures de test. Nous distinguerons deux cas : le premier correspond au cas où la structure a été actionnée sur peu de cycles, et le second, où la structure a déjà été testée sur plusieurs cycles et donc vieillie.

IV.2.3.2.1 PREMIER CAS : EN DEBUT DE CYCLAGE

Dans la technologie LAAS, le matériau de contact de la membrane suspendue a été déposé sur de la résine sacrificielle présentant très peu de rugosité. Dans la technologie du LETI, le matériau de contact de la membrane suspendue a été déposé sur une couche sacrificielle en oxyde de silicium. Deux relevés de rugosité de la structure fabriquée au LETI sans plot de contact sont extraits, l'un sur la ligne, l'autre sous le pont (figure IV.42). Ces relevés mettent en évidence une rugosité moyenne sous la membrane suspendue 3 fois plus faible que celle de la ligne. La rugosité reste ainsi faible comparée à celle sur la ligne.

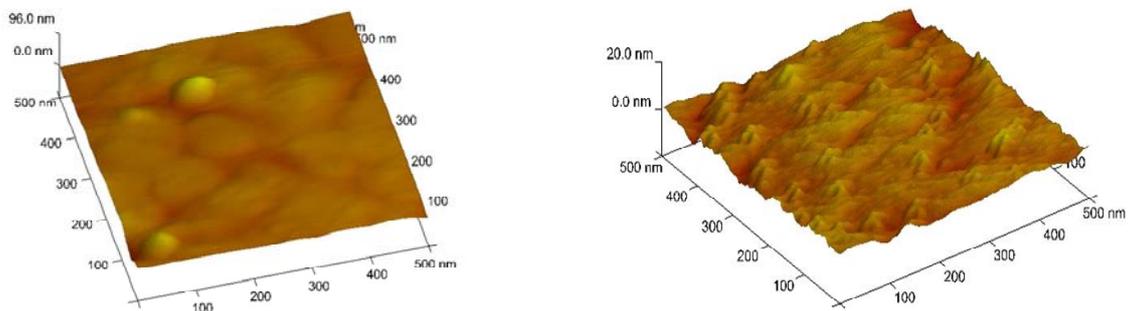


Figure IV.42 : Rugosité de la ligne ($R_a=3.24\text{nm}$ et $R_{\max}=54.6\text{nm}$) et du pont ($R_a=1.14\text{nm}$ et $R_{\max}=10.5\text{nm}$)

Ces observations nous amènent à négliger la rugosité de la surface de contact de la membrane suspendue en début de cyclage du composant. Ainsi, le modèle de contact sera composé d'un corps flexible à surface rugueuse, et d'une surface rigide et lisse. Les matériaux de contact considérés seront élastoplastiques.

IV.2.3.2.2 DEUXIEME CAS : EN COURS DE CYCLAGE

Lorsque la structure est actionnée, la topographie de la membrane est perturbée et la nouvelle rugosité de membrane devra ainsi être prise en compte. Au bout d'un nombre de cycles suffisant, les déformations des matériaux redeviennent élastiques, si bien qu'un modèle de contact composé d'une surface rigide et lisse et d'un corps flexible à surface rugueuse pourra être utilisé. Le profil des surfaces de contact réelles est acquis avec l'instrument de mesure (AFM). Puis la rugosité équivalente est déterminée et reportée sur une seule surface de contact.

IV.2.3.3 EXTRACTION DE LA RESISTANCE DE CONTACT ELECTRIQUE

L'extraction de la résistance de contact avec le logiciel ANSYS n'ayant pas été validée et la simulation en conduction électrique ne prenant pas en considération l'effet de transport balistique des électrons, nous calculons la résistance électrique à partir des données numériques mécaniques et des formulations électriques analytiques. Dans le cas d'un unique spot de contact, la formule à appliquer sera soit celle de Holm (constriction ohmique) ou celle de Sharvin (balistique). Dans le cas de plusieurs spots de contact suffisamment

éloignés les uns des autres, la formules de Greenwood en constriction ohmique sera bien adaptée.

IV.3 CONCLUSION

La méthodologie de modélisation du contact de microcommutateurs MEMS RF à contact métal-métal a été présentée dans cette partie. Pour une analyse rigoureuse du contact, les effets de surface doivent être intégrés. Nous choisissons une description de la surface rugueuse déterministe. La topographie est ainsi introduite dans le logiciel éléments finis à partir de la caractérisation de surface à l'AFM. Nous avons mis en avant les difficultés auxquelles nous avons été confrontés afin de développer une méthodologie d'analyse adaptée à notre étude sur le contact métal-métal de microcommutateurs. La représentation de la microgéométrie dans le modèle de contact engendre en effet un nombre d'éléments important. Pour diminuer le nombre de degrés de liberté dans le modèle, nous proposons de réduire le modèle en ne représentant que localement la rugosité. Les dimensions de l'échantillon pourront également être diminuées tout en s'assurant que les effets du massif sont conservés. Ensuite un pas de discrétisation minimal est fixé et dépend de la force de contact appliquée. Cette méthodologie va être testée dans le prochain chapitre en comparant les résultats issus de l'outil de calcul avec les mesures expérimentales.

IV.4 REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES DU CHAPITRE IV

- [1] R. Holm, *Electric Contacts – Theory and Applications*, 4th ed. Berlin, Germany: Springer-Verlag, 1967.
- [2] K.L. Johnson, « *Contact mechanics* », (Cambridge University Press, Cambridge, 1985)
- [3] J.A. Greenwood, J.H. Tripp, "The contact of two nominally flat rough surfaces", *Proc. Instn Mech Engrs* 1970-71, Vol. 185 48/71

CHAPITRE V : VALIDATION DE L'OUTIL DE SIMULATION PAR DES MESURES EXPERIMENTALES

V.1 VEHICULES DE TEST A ACTIONNEMENT MECANIQUE

V.1.1 CARACTERISATION DES STRUCTURES

V.1.1.1 TECHNIQUES EXPERIMENTALES MISES EN ŒUVRE

V.1.1.1.1 DESCRIPTION

La caractérisation des structures mécaniques de test « pont » a été réalisée dans le cadre de la thèse d'Adrien Broué chez NovaMEMS [1]. Ils utilisent la pointe en diamant classique d'un nanoindenteur pour venir actionner la partie mobile de l'interrupteur avec un contrôle extrêmement précis de la force appliquée et du déplacement résultant (résolution en force : 10^{-9} N et résolution en déplacement : 10^{-10} m). La mesure de résistance est ainsi réalisée directement entre la partie fixe et la partie mobile de l'interrupteur. La principale difficulté réside dans le positionnement de la structure sous la pointe du nanoindenteur. Cette difficulté a été résolue en utilisant une table piézoélectrique sur laquelle vient se fixer l'échantillon et permettant un déplacement nanométrique de l'échantillon dans une fenêtre de 100 μm de côté.

L'utilisation de cette table de nano-positionnement permet l'utilisation du nanoindenteur en pseudo mode AFM : la pointe en diamant est amenée en contact avec la surface de l'échantillon (sans endommagement, car la force de contact est inférieure au microNewton), et elle est maintenue à raideur de contact constante et donc à force constante pendant que la table se déplace en X-Y. Cette valeur de force doit être précisément contrôlée de manière à ne pas détériorer la surface. Avec ce type d'appareillage, une résolution de 20 nm peut être obtenue dans une zone x/y prédéfinie. Cette étape préliminaire permet donc de se positionner précisément au centre des structures pour appliquer la force et réaliser la microflexion (figure V.1).

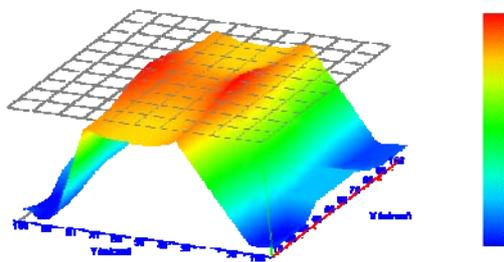


Figure V.1: Image du relevé réalisé avec le nanoindenteur sur la structure de test

Une méthode novatrice permet le couplage de cet actionnement mécanique à une mesure quatre fils de la résistance électrique de contacts des interrupteurs (figure V.2). Les données électriques (mesure de la tension de contact avec une intensité de courant imposée) sont

récoltées à l'aide d'un multimètre Keithley 2420 mis en communication directe avec TestWorks, logiciel pilotant le nanoindenteur, via un port RS232. Dans un montage quatre fils, une source de courant est utilisée pour injecter un courant dans la structure et un voltmètre digital mesure la différence de potentiel aux bornes du contact. Cette mesure permet de s'affranchir de la résistance des fils de connexion afin que les variations de la résistance de contact puissent être correctement étudiées. De nombreuses informations vont pouvoir être extraites de ces essais, comme par exemple l'étude électrique et mécanique des contacts. En effet, l'utilisation de cette pointe comme actionneur permet le relevé précis des caractéristiques « résistance de contact – force appliquée – déplacement » sur chaque structure.

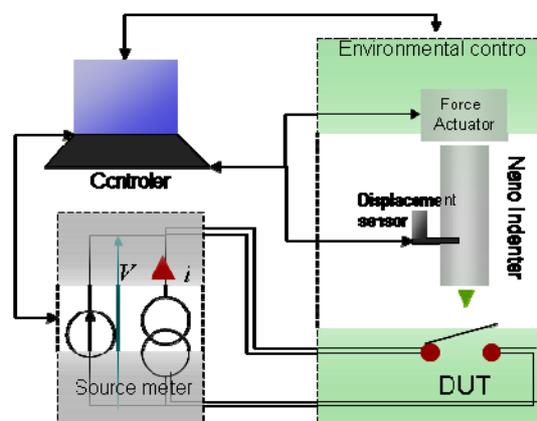


Figure V.2 : Vue schématisée des mesures électriques réalisées avec la pointe du nanoindenteur

V.1.1.1.2 PROTOCOLE EXPERIMENTAL

Plusieurs étapes sont nécessaires pour réaliser les tests de micro-flexion sur une structure suspendue:

1. Observation optique de la structure
2. Positionnement mécanique de la structure sous la pointe (10 μm de précision)
3. Détection de la hauteur de la surface
4. Réalisation d'un scan en X et en Y pour localiser le centre du cantilever (quelques nanomètres de précision)
5. Positionnement de la pointe au centre
6. Micro-flexion de la structure jusqu'à l'établissement du contact électrique
7. Réalisation du plan d'expérience grâce à la modification des paramètres dans le but d'évaluer leurs influences sur la résistance de contact.
8. Fin du test, contrôle optique de la structure

V.1.1.2 MESURES DE LA RESISTANCE DE CONTACT

Le procédé technologique du lot de véhicules de test fabriqué au LAAS a pris du retard et la fabrication est toujours en cours. Nous présentons ainsi seulement les résultats des

véhicules fabriqués au LETI. Le contact caractérisé consiste en une membrane plane en or sur un plot de contact en silice recouvert d'une couche mince ($1\mu\text{m}$) d'or.

Des mesures de résistance de contact ont été réalisées sur une seule structure de test selon un protocole expérimental particulier avec un plot de contact de diamètre $4\mu\text{m}$. Quelques cycles d'actionnement sont nécessaires pour éliminer la première couche de contamination sans dégrader l'état de surface et ainsi obtenir une valeur stable de la résistance.

Un courant électrique d'intensité 1mA est premièrement appliqué, puis la structure est cyclée en augmentant régulièrement la force de contact de $5\mu\text{N}$ à $150\mu\text{N}$. Ce protocole est répété dix fois en faisant croître l'intensité du courant de 10mA à chaque fois. On obtient ainsi 11 courbes de résistance de contact en fonction de la force de contact appliquée pour des courants allant de 1 à 100mA (figure V.3). L'application d'un courant d'intensité 100mA a pour effet d'accélérer le phénomène de vieillissement de contact.

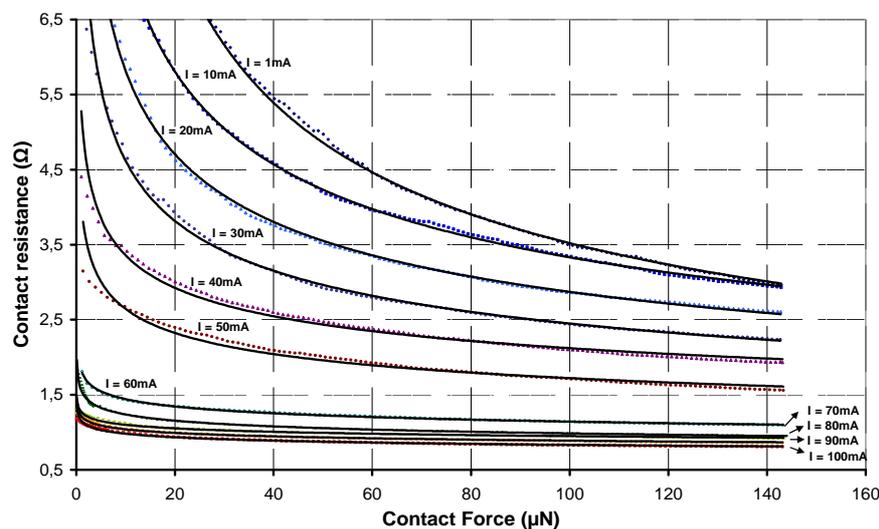


Figure V.3 : Résistance de contact versus la force de contact en fonction du courant électrique traversant le contact

Ce graphe met en évidence une résistance de contact de $3,5\Omega$ atteinte sous une force de contact de $100\mu\text{N}$ et un courant électrique faible de 1mA . Cependant cette mesure n'a pas été effectuée sur un plot de contact totalement brut puisque plusieurs mesures ont été effectuées avant d'atteindre la force de contact de $100\mu\text{N}$.

Nous disposons actuellement seulement de ce lot de mesures de résistance sur les véhicules de test. Des protocoles de test supplémentaires seront nécessaires pour permettre de valider de façon plus pertinente la méthodologie d'analyse du contact développée.

V.1.1.3 RELEVES TOPOGRAPHIQUES DES SURFACES EN CONTACT

Une représentation de la rugosité du plot de contact appartenant au véhicule de test est obtenue par mesure AFM (figure V.4). La première figure montre le plot de contact d'une structure non-cyclée provenant du même lot de structures testées avec le banc d'essai

dédié. La seconde figure représente l'image AFM du plot après 11 actionnements mécaniques successifs et application d'un courant électrique de 100mA. Nous pouvons observer l'aplanissement des aspérités de contact dû à la déformation plastique des spots de contact durant le chargement. Les mesures mettent en évidence la rugosité rms sur le dessus du plot qui décroît de 18.1 nm à 13.8 nm.

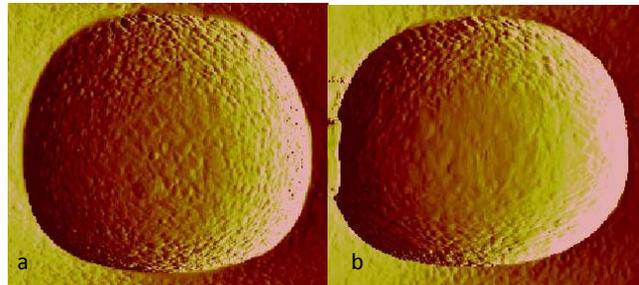


Figure V.4 : Mesures de rugosité réalisées à l'AFM sur un plot non testé ($R_a = 18.1$ nm and $R_{MAX} = 114$ nm) (a) et sur un plot testé ($R_a = 13.8$ nm and $R_{MAX} = 90.0$ nm) (b)

Les relevés topographiques à l'AFM ont été réalisés sur des dimensions d'échantillon de $6 \times 6 \mu\text{m}^2$. L'outil a enregistré 256 données point par ligne balayée, si bien que le pas minimal enregistré est de 23.4nm. D'autres relevés topographiques en surface du plot de contact sont nécessaires pour atteindre le pas de résolution requis de 10nm.

Par ailleurs, le relevé topographique à l'AFM de la surface sous la membrane du pont n'a pas été réalisé. La rugosité de surface de la membrane ne pourra donc pas être prise en compte.

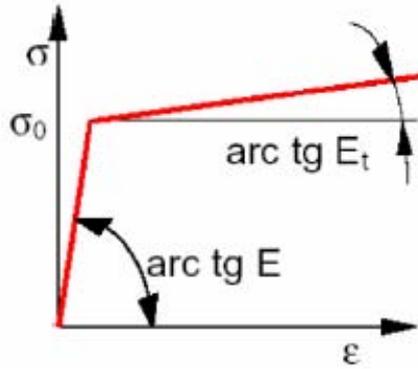
V.1.2 ANALYSE EN ELEMENTS FINIS

V.1.2.1 PREMIERES PHASES D'ANALYSE

Nous disposons pour valider l'outil d'analyse du contact d'une valeur de résistance expérimentale de $3,5 \Omega$ enregistrée pour une force de contact de $100 \mu\text{N}$. Cette mesure a été réalisée sur un plot de contact qui a été cyclé un certains nombre de fois pour éliminer les résidus de surface et mesurer une résistance de contact stable.

Les deux topographies de plot disponibles ne correspondent pas à la topographie sur laquelle la mesure a été enregistrée. Nous espérons, en réalisant des analyses éléments finis sur les deux plots à disposition, pouvoir approcher la valeur expérimentale.

Une première analyse est ainsi menée sur la structure non testée pour laquelle nous définissons les propriétés élastoplastiques du matériau de contact or (Tableau V.1). L'analyse du contact est flexible à flexible.



Propriétés du matériau		
Module d'Young E	MPa	80000
Coeff. Poisson		0,42
Limite élastique σ_0	MPa	300
Module tangent E_t	MPa	10000

Tableau V.1: Propriétés du matériau de contact or

Une seconde analyse est menée sur la structure testée en définissant des matériaux élastoplastiques. Le problème de contact est donc réalisé entre deux surfaces déformables.

Une troisième analyse est menée sur le même plot pour lequel nous définissons cette fois ci des propriétés élastiques au matériau de contact or. Nous supposons dans un premier temps que le matériau de contact élastique a un module d'Young proche de l'or massif (80GPa) et nous réalisons une analyse de contact rigide à flexible.

La rugosité de la membrane n'étant pas connu, seule la rugosité du plot de contact pourra être considérée.

Nous négligeons le matériau silice dans nos simulations et supposons qu'il n'a pas d'influence sur les déformations des aspérités en surface sous une charge imposée de $100\mu\text{N}$. En effet, d'après Rebeiz, la déformation plastique ne devrait être influencée par la dureté du substrat que pour un rayon de contact supérieur à 300nm.

Une première modélisation du plot de contact est réalisée avec un pas de définition de 141.2 nm pour des dimensions d'échantillon de $6000 \times 6000 \text{nm}^2$ (figure V.5).

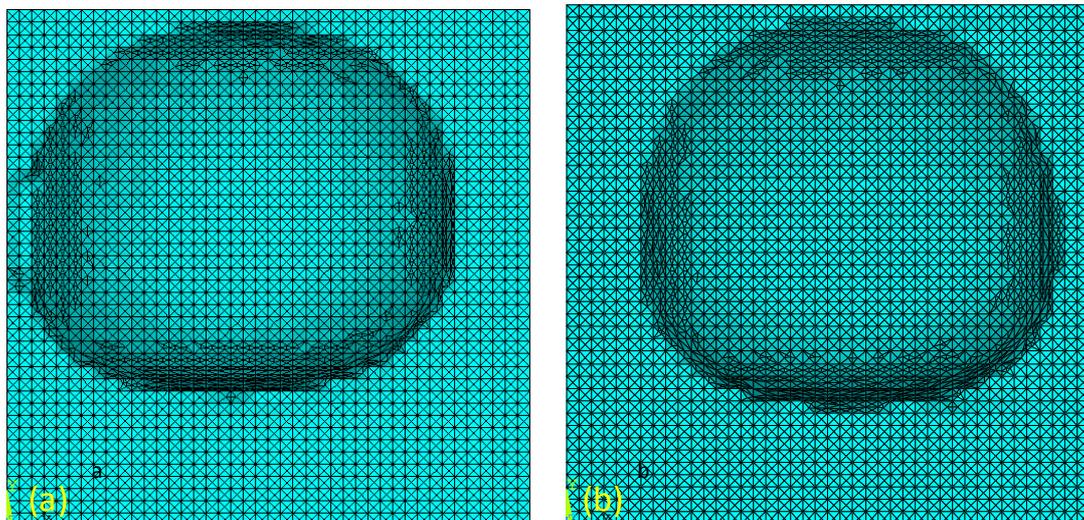


Figure V.5 : Modélisation et maillage du plot de contact non testé (a) et testé (b)

La figure V.6 illustre la distribution de pression sur la surface du plot de contact pour la première et la troisième analyse. Le tableau V.2 présente ensuite les valeurs de résistance de contact électrique issues des trois simulations de contact mécanique.

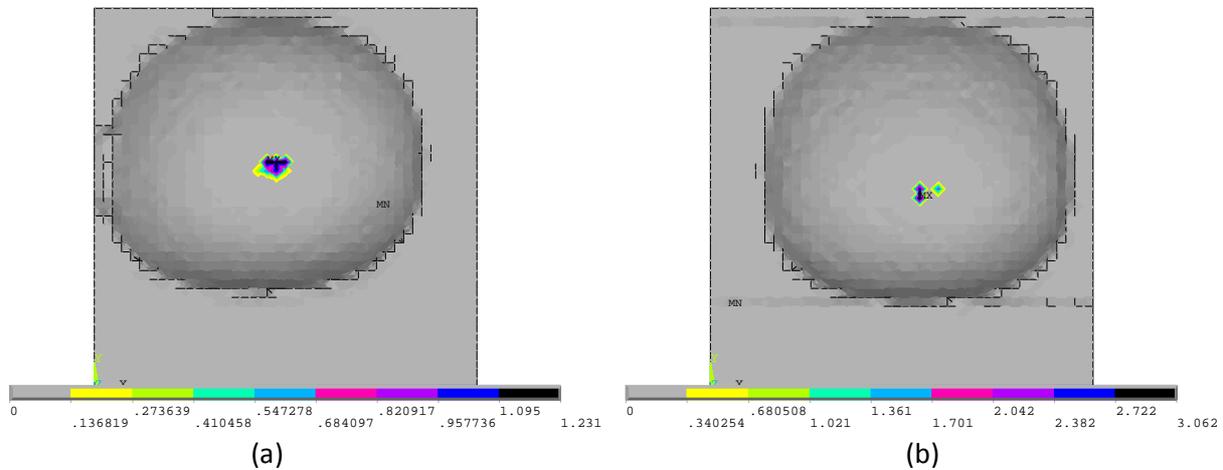


Figure V.6 : Distribution de la pression de contact sur les deux plots de contact entier $6 \times 6 \mu\text{m}^2$ non testé avec matériaux élastoplastiques (a) et testé avec matériau élastique(b)

Nous utilisons la formulation de Holm pour les simulations de contact flexible-à-flexible qui affichent seulement un spot de contact sur leur surface et nous appliquons la formulation de Greenwood dans l'autre cas pour calculer la résistance de contact engendrée par plusieurs spots de contact. Celle-ci comprend deux termes : un premier représente la somme des résistances élémentaires en parallèle et le second représente la résistance d'interaction.

	Plot de contact non testé Contact flexible - flexible Matériaux élastoplastiques	Plot de contact testé Contact flexible – flexible Matériaux élastoplastiques	Plot de contact testé Contact rigide - flexible Matériaux élastiques
Pas de résolution (nm)	141,2	141,2	141,2
Force de contact (μN)	100	100	100
Aire de contact (nm^2)	147897,5	157943,2	36495,8
Résistances en parallèle ($\text{m}\Omega$)			73,61
Résistance d'interaction ($\text{m}\Omega$)			18,47
Résistance électrique totale ($\text{m}\Omega$)	50,97	49,32	92,48

Tableau V.2: Résultats de contact obtenus pour les plots de contact non testé et testé.

La surface du plot testée a été aplanie par actionnement répétés et passage d'un courant de 100mA, si bien que l'aire de contact simulée avec des matériaux élastoplastiques est supérieure à celle obtenue sur le plot non testé qui présente une rugosité en surface plus importante.

Par contre, lorsque nous réalisons la simulation avec des matériaux élastiques, plusieurs spots de contact apparaissent sur le plot de contact testé avec une aire de contact totale 4 fois plus faible que celle obtenue sur le plot non testé. Aussi la résistance de contact est elle plus forte pour la structure actionnée sur plusieurs cycles.

Les valeurs simulées restent faibles comparées à la valeur obtenue expérimentalement ($3,5\Omega$). Nous choisissons alors de reproduire les simulations de contact mais en prenant un pas de définition de la topographie de surface plus petit. Pour la suite de l'étude, nous ne considérerons que ces deux modèles de contact :

- Contact flexible-à-flexible sur plot de contact non testé doté de matériaux élastoplastiques
- Contact rigide-à-flexible sur le plot de contact testé doté de matériaux élastiques

V.1.2.2 DEUXIEME PHASE D'ANALYSE EN ELEMENTS FINIS

V.1.2.2.1 STRUCTURE NON TESTEE

Nous réduisons la fenêtre d'acquisition, le contact ayant lieu sur le dessus du plot. Des simulations sont réalisées en gardant le même pas de définition pour évaluer l'erreur commise (figure V.7).

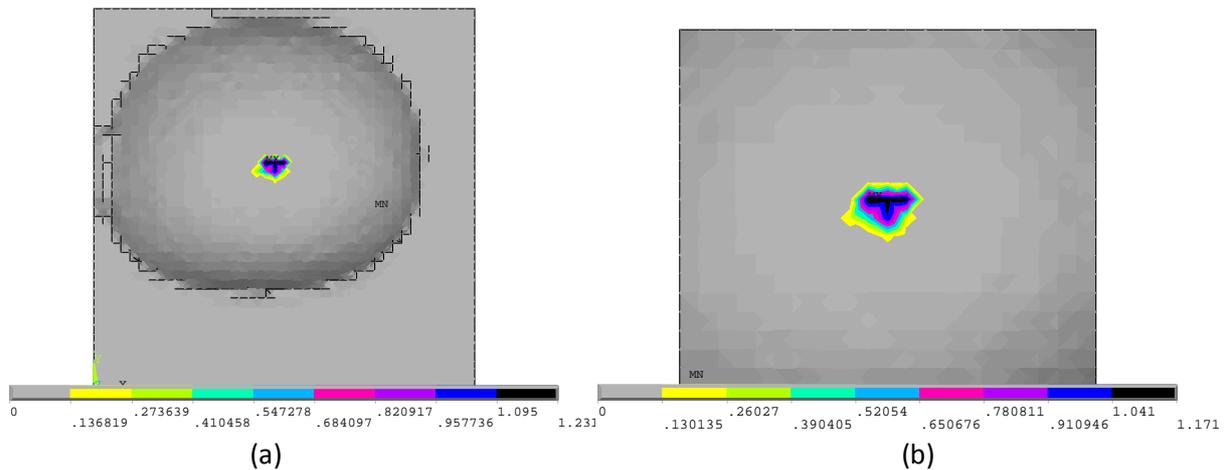


Figure V.7 : Distribution de la pression de contact sur le plot de contact entier $6 \times 6 \mu\text{m}^2$ non testé (a) et sur une zone réduite de contact $3100 \times 2700 \text{nm}^2$ (b)

Les résultats de simulation mécanique du contact avec les résistances de contact calculées à l'aide de la formule de Holm sont présentés dans le tableau V.2.

dimension échantillon (nm x nm)	6000 x 6000	3106 x 2682
pas de résolution (nm)	141,2	141,2
force de contact (μN)	100	100
aire de contact (nm^2)	147897,5	136342,7
rayon de contact équivalent (nm)	217,03	208,38
résistance de contact de Holm ($\text{m}\Omega$)	50,97	53,09

Tableau V.2: Résultats mécaniques et résistances de contact calculées pour deux dimensions d'échantillon et un pas de 141nm.

Une dimension d'échantillon réduite à $3100 \times 2680 \text{ nm}^2$ produit un écart proche de 4% sur le rayon de contact mécanique ainsi que sur la résistance de constriction de Holm. Nous retiendrons ces dimensions d'échantillon pour nous permettre de déterminer la résistance de contact avec un pas de définition de la rugosité de 47nm, puis de 23nm avec un temps de calcul réduit.

V.1.2.2.2 STRUCTURE TESTEE

Pour pouvoir utiliser le pas de définition le plus petit disponible (23,5nm) nous réduisons les dimensions de l'échantillon. Deux simulations sont menées avec un pas de résolution de la rugosité de surface de 47.1nm pour des fenêtres d'acquisition de $3600 \times 3900 \text{ nm}^2$ et $2300 \times 2300 \text{ nm}^2$ (figure V.8).

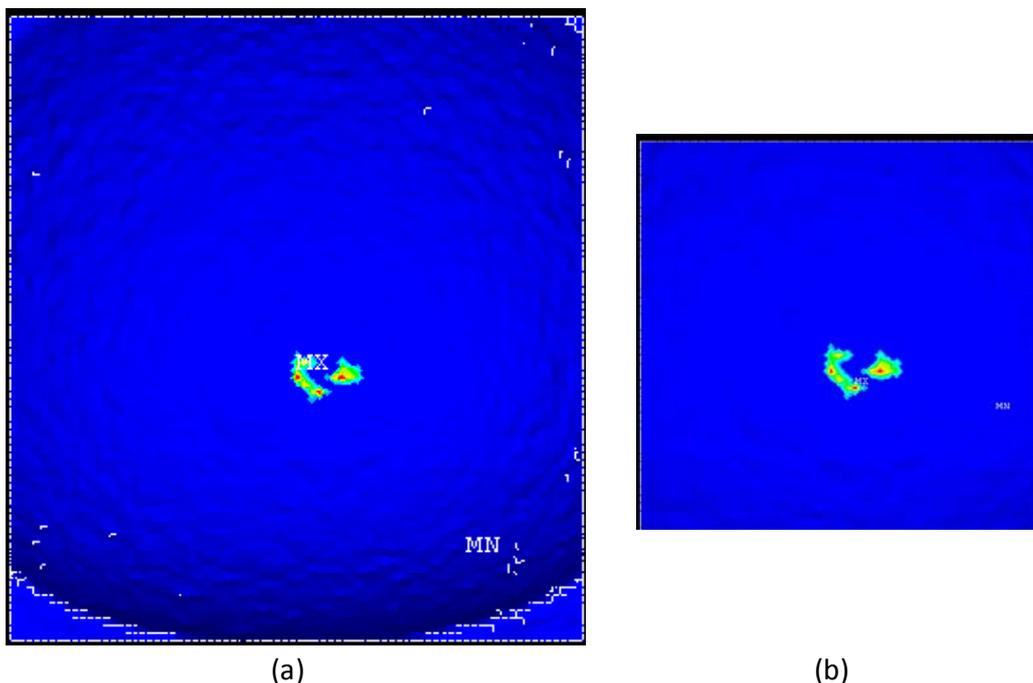


Figure V.8 : Distribution de la pression de contact à la surface du plot de contact testé sous une charge de $100 \mu\text{N}$, un pas de discrétisation de 47.1nm et deux dimensions de fenêtre : $3600 \times 3900 \text{ nm}^2$ (a) et $2260 \times 2260 \text{ nm}^2$ (b)

Nous utilisons la formulation de Greenwood pour calculer la résistance électrique de contact. L'aire de contact mécanique ainsi que la résistance de contact extraite sont très proches pour les deux modèles (tableau V.3). Ainsi nous utilisons le deuxième modèle de contact de dimension $2300 \times 2300 \text{ nm}^2$ pour calculer la résistance de contact électrique de la structure testée avec un pas de définition de la topographie de surface de 23,5nm.

dimension échantillon (nm x nm)	3576 x 3906	2259 x 2259
pas de résolution (nm)	47,06	47,06
force de contact (μN)	100	100
aire de contact (nm^2)	40317,6	40275,4
résistances en parallèle ($\text{m}\Omega$)	69,18	69,21
résistance d'interaction ($\text{m}\Omega$)	22,45	22,46
résistance électrique totale ($\text{m}\Omega$)	91,63	91,68

Tableau V.3 : Aire de contact mécanique totale et résistance électrique de contact obtenues pour deux dimensions d'échantillons

V.1.2.2.3 RESULTATS DE SIMULATIONS

La figure V.9 représente les valeurs de résistance de contact électrique calculées pour les deux plots de contact topographiés sous une force de contact de $100\mu\text{N}$ et des pas de résolution de 141nm à 23nm .

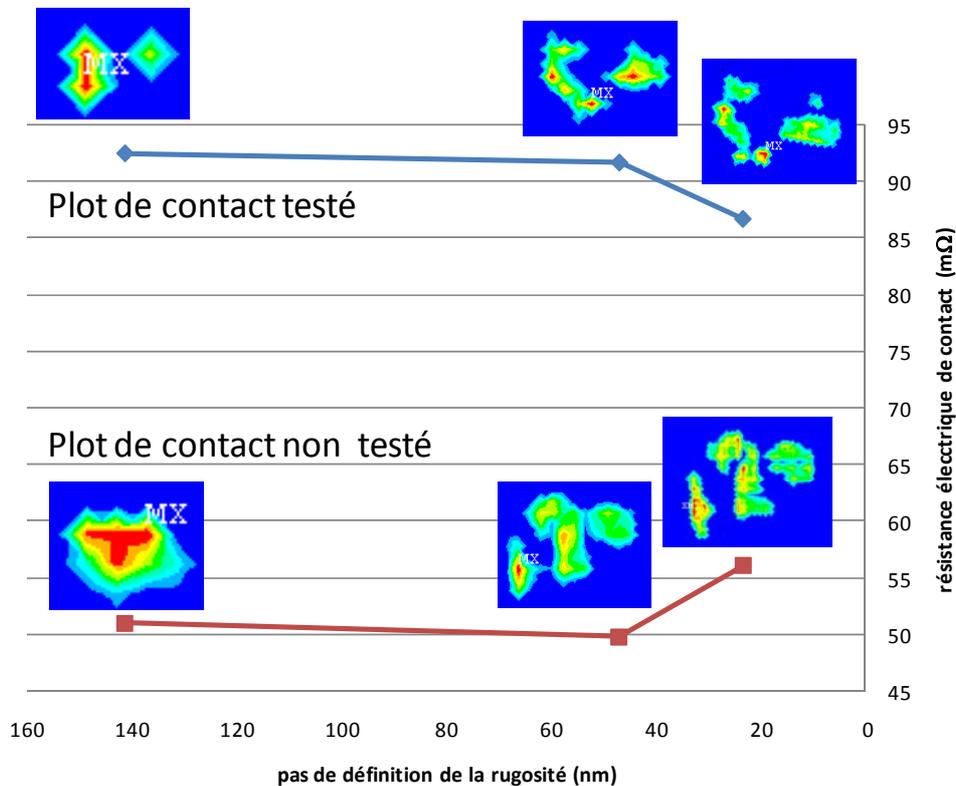


Figure V.9: Résistances de contact électrique calculées pour les deux plots de contact pour différents pas de définition de la rugosité de surface et une force de $100\mu\text{N}$.

Nous observons que le pas de définition de la topographie de surface n'a pas une influence majeure sur la valeur de résistance de contact obtenue. Nous enregistrons un écart d'au plus 9%, du au passage du pas de 140nm à 20nm . Un pas plus petit a même tendance à faire diminuer la résistance pour le plot de contact testé.

Les valeurs obtenues ne sont pas concluantes et restent même largement inférieures aux résistances mesurées (figure V.3) sous forts courants (100mA) et fortes charges (50 à 150 μ N) sur le plot testé, alors que le passage d'un tel courant électrique sous une telle charge devrait permettre d'élargir l'aire de contact mécanique et donc d'abaisser la résistance de contact électrique.

V.1.2.3 SOURCES ENVISAGEES DES DISPERSIONS OBTENUES

V.1.2.3.1 ANALYSE REALISEE SUR PLUSIEURS PLOTS DE CONTACT VIERGES

La mesure de résistance de contact a été réalisée sur un plot différent de celui dont on possède la topographie de surface. Aussi décidons-nous de réaliser de nouveaux calculs sur d'autres plots non testés et d'appréhender les écarts de résistance de contact obtenus avec différentes topographies de surface. Quatre plots de contact de diamètre $6\mu\text{m}$ ont été mesurés à l'AFM avec un pas de résolution limite de 11.7nm.

Afin de diminuer le temps de calcul des simulations en éléments finis, nous réalisons les analyses avec un pas de définition large et des matériaux de contact élastiques.

Les plots de contact vierges de diamètre $6\mu\text{m}$ sont représentés sur la figure V.10 sous ANSYS avec un pas de définition de 141nm. Ils présentent tous des défauts de surface, mise à part le plot c.

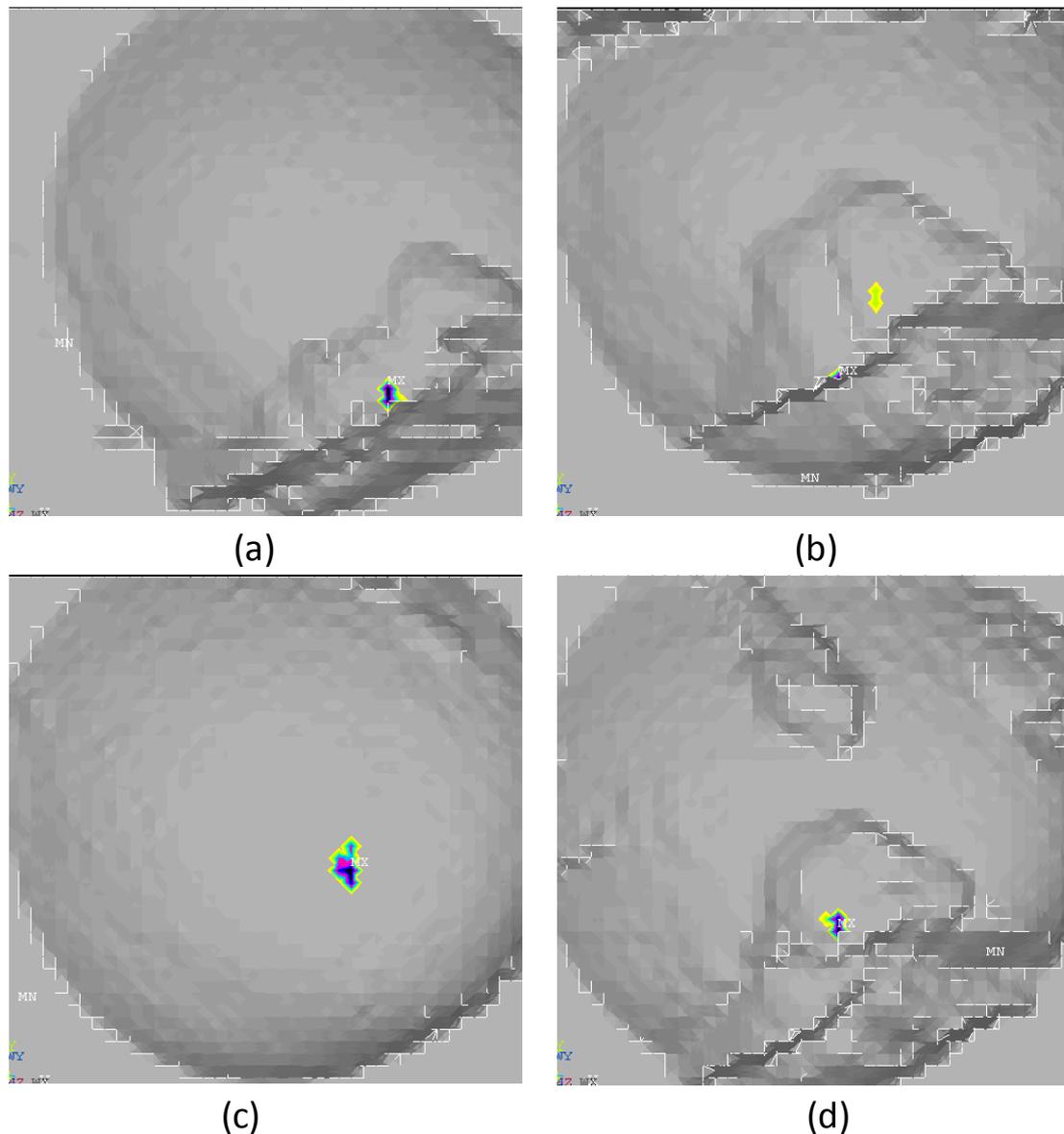


Figure V.10: Représentation des plots de contact et localisation de la pression de contact non nulle pour une force de $100\mu\text{N}$.

Nous présentons les résultats mécaniques et les résistances de contact calculées pour ces quatre plots de contact ainsi que pour le plot précédent de diamètre $4\mu\text{m}$.

	Plot de diamètre $4\mu\text{m}$		Plots de diamètre $6\mu\text{m}$			
			plot a	plot b	plot c	plot d
Matériau Au	élastoplastique	élastique	élastique	élastique	élastique	élastique
surface "cible"	déformable	rigide	rigide	rigide	rigide	rigide
Aire de contact (nm^2)	147897,5	92714,9	23745,9	26153,3	79158,4	21456,2
Rayon de contact 1 (nm)	217	171,8	87	77,1	158,8	82,7
Rayon de contact 2 (nm)				49,1		
Résistance de contact (m()	51	64,4	127,2	91,2	69,7	133,8

Tableau V.4: Aires de contact mécanique et résistances de constriction déduites des analyses en éléments finis sur différents plots de contact non testés

Parmi les mesures sur les quatre plots de diamètre 6 μ m, nous apercevons des dispersions importantes. Ainsi la résistance de contact peut presque être doublée d'un plot à l'autre. Malgré les écarts importants, ces valeurs sont insuffisantes pour expliquer la valeur expérimentale obtenue sous mesure quatre pointes.

V.1.2.3.2 ANALYSE DE L'IMPACT DU PAS DE DEFINITION DE LA RUGOSITE DE SURFACE

Au chapitre IV nous avons mis en évidence qu'un pas de définition d'au moins 10 nm devait être choisi pour obtenir des résultats cohérents. Cependant, si nous reprenons le graphe de la figure IV.7, nous observons qu'un pas de 23 nm produit un écart de 6.5% par rapport au pas de 10nm sur la longueur de contact. Cet écart reste encore insuffisant pour expliquer la différence entre valeurs mesurées et valeurs simulées.

Nous proposons malgré tout de reprendre le plot c qui présente une surface de contact régulière et de réaliser l'analyse en éléments finis en considérant le plus petit pas de définition de la rugosité, c'est-à-dire 11,7nm. Les résultats sont détaillés dans le tableau V.5.

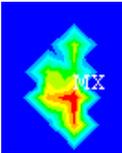
Distribution de la pression de contact		
pas de définition de la rugosité (nm)	140,9	11,7
aire de contact (nm ²)	79158,4	42851,6
rayon de contact équivalent (nm)	158,77	116,82
Résistance de contact calculée(m Ω)	69,67	76,87

Tableau V.5: Résultats de contact mécaniques et électriques pour deux pas définition de la rugosité (plot c)

Un pas de 11,7nm permet une réduction du rayon de contact équivalent de 26%. Cependant, du fait que plusieurs spots de contact apparaissent en surface, l'impact sur la résistance de contact électrique est amorti. Le pas de 11,7 nm permet alors une augmentation de la résistance de seulement 10%.

V.1.2.3.3 ANALYSE DE L'IMPACT DES PROPRIETES DES MATERIAUX

Devant la difficulté de mesurer avec précision les propriétés des matériaux de contact, il semble indispensable d'évaluer l'impact du module d'Young sur la résistance de contact calculée pour une analyse du contact rigide à flexible avec des matériaux élastiques.

Une analyse du contact en éléments finis est réalisée sur le plot de contact testé. Une première simulation avait été menée en prenant une valeur de module élastique de l'or de 80 GPa. Or le cyclage de la structure de test et l'application d'un courant de 100 mA a pu permettre le vieillissement du contact et le durcissement du matériau or. Nous avons ainsi fait varier le module d'Young du matériau de contact de 80 à 500GPa (figure V.11).

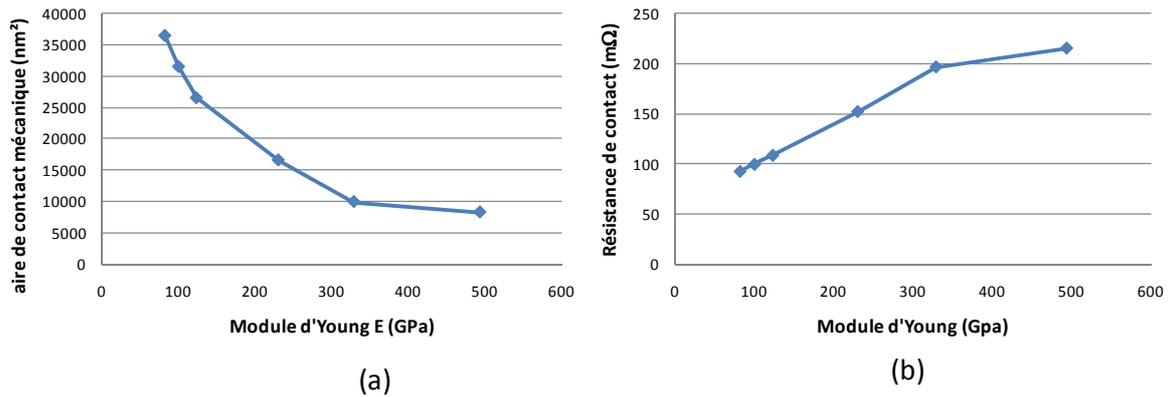


Figure V.11: Aire de contact mécanique (a) et résistance de contact (b) en fonction du module d'Young E

Le graphe (b) de la figure précédente montre que le passage du module d'Young de l'or de 80GPa à 300 GPa conduit à multiplier la valeur de résistance de contact par deux.

V.1.3 CONCLUSION

Les analyses en éléments finis effectuées sur les plots de contact topographiés ne permettent pas d'expliquer les valeurs expérimentales obtenues, même en cumulant les erreurs dues à des fluctuations des paramètres de rugosité en surface des plots, à une résolution de la rugosité de surface pas suffisamment grande ou à une mauvaise évaluation des propriétés des matériaux de contact. Les valeurs de résistances de contact calculées restent éloignées des mesures, ne permettant pas de valider notre outil de simulation.

Les raisons possibles de ces écarts peuvent être l'absence de considération de la forme et de la topographie de la membrane indentant le plot. En effet, lorsque la pointe du nanoindenteur vient en contact avec la membrane du pont, celle-ci s'incurve et n'est donc pas totalement plane. De plus, la structure est actionnée plusieurs fois avant d'enregistrer la valeur de résistance à 100 μ N, si bien que la topographie de membrane à la rugosité initialement faible a pu être modifiée.

Toutefois, nous remarquons que les valeurs de résistances mesurées par d'autres chercheurs sont comprises en moyenne entre 80 et 200m Ω pour une force de contact de 100 μ N. Sur la figure I.11 du chapitre I, Hyman et Mehregany repertorient des valeurs entre 70 et 120m Ω . Ces valeurs de résistance sont déjà plus proches de celles obtenues lors de nos analyses en éléments finis.

V.2 VEHICULES DE TEST A ACTIONNEMENT ELECTROSTATIQUE

V.2.1 CARACTERISATION DES MICROSTRUCTURES RF

V.2.1.1 PRINCIPE DE LA MESURE

Le véhicule de test est caractérisé avec un matériel dédié (analyseur de réseaux vectoriel Anritzu 37397 C et station micropointes Karl Süss PM8). Les mesures radiofréquences (extraction des paramètres S) sont ensuite exploitées avec un modèle électromagnétique

pour déterminer la résistance de contact des structures à actionnement électrostatique. La force de contact générée par la structure est déduite des modèles éléments finis à couplage électromécanique.

V.2.1.2 TENSION D'ACTIONNEMENT ET FORCE DE CONTACT GENEREE

La tension d'actionnement de ces microcommutateurs a été mesurée entre 12 et 15V et est en accord avec la hauteur de poutre mesurée entre 5 et 6.5 μm . Cependant, pour ces valeurs de tension, la force n'était pas suffisante pour assurer un contact de bonne qualité. Ainsi, une tension supérieure à 20V a été appliquée pour obtenir de meilleures performances de contact et par conséquent de meilleures performances RF. Cette tension établie permet, à l'aide des modèles électromécaniques simulés sous CoventorWare, de déduire la force de contact appliquée sur chaque plot.

D'après la figure II. 17, la structure de test poutre est plane et à une distance de 6 μm de l'électrode d'actionnement. Nous calculons alors la force de contact générée pour différentes tensions appliquées (figure V.12):

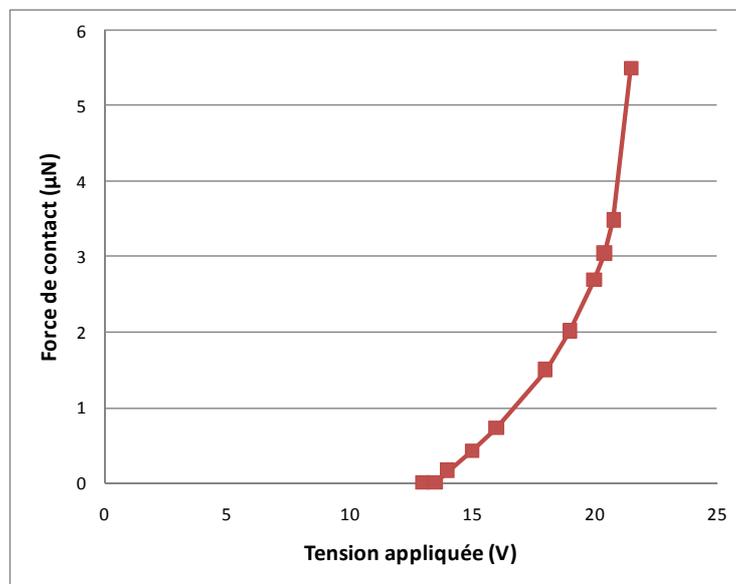


Figure V.12: Force de contact en fonction de la tension appliquée sur la structure de test

D'après le graphe, la force de contact générée est proche de 5.4 μN pour une tension appliquée de 21.5V.

V.2.1.3 PERTES ET ISOLATION MASUREES SUR LE MICROCOMMUTATEUR

Les mesures présentées ont été réalisées sur la structure plane illustrée sur la figure II.17.

A l'état bas, les pertes sont illustrées sur la figure V.13. Entre 1 et 5 GHz les pertes mesurées sont inférieure à 1 dB. Ces valeurs importantes proviennent de la ligne de transmission de 550 μm de long. Si nous soustrayons ces pertes diélectriques aux valeurs mesurées, le modèle électrique prédit des pertes constantes autour de 0.2dB entre 1 et 5GHz. Ces pertes

peuvent ensuite être modélisées par une résistance de contact de 1.1Ω pour chaque contact résistif.

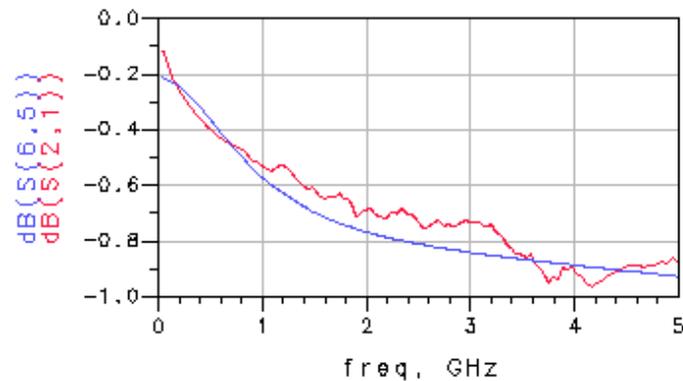


Figure V.13 : Exemple de pertes d'insertion obtenue avec le microcommutateur (poutre en position basse)
(Rouge : courbe expérimentale, bleu : courbe de simulation Momentum)

V.2.1.4 RELEVÉS TOPOGRAPHIQUES DES SURFACES EN CONTACT

On désire simuler le contact mécanique entre deux surfaces de contact actuelles d'une structure de test à actionnement électrostatique fabriquée au LAAS.

Le plot de contact est situé sous la poutre. On enregistre une hauteur de plot proche de $1.3\mu\text{m}$ (figure V.14).

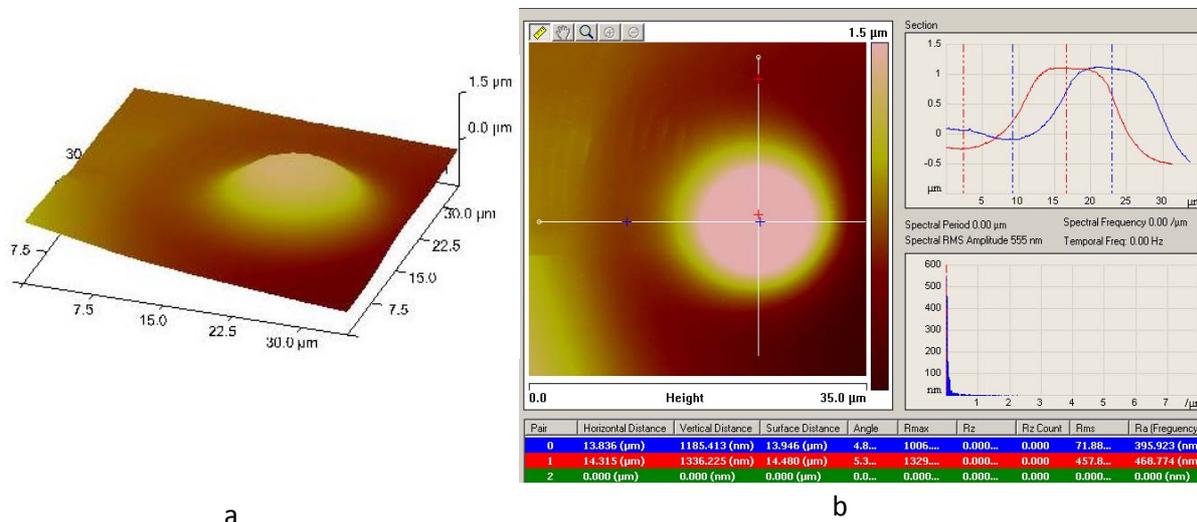


Figure V.14 : Acquisition à l'AFM du bump sous la poutre suspendue, rendu 3D (a), et sections (b)

Des relevés de topographies de surfaces ont été réalisés sur la ligne et sur le plot (figure V.15) pour une dimension de fenêtre d'acquisition proche de $5 \times 5 \mu\text{m}^2$. 512 points ont été enregistrés par ligne. Ainsi le pas de définition limite de la rugosité est 9.8nm .

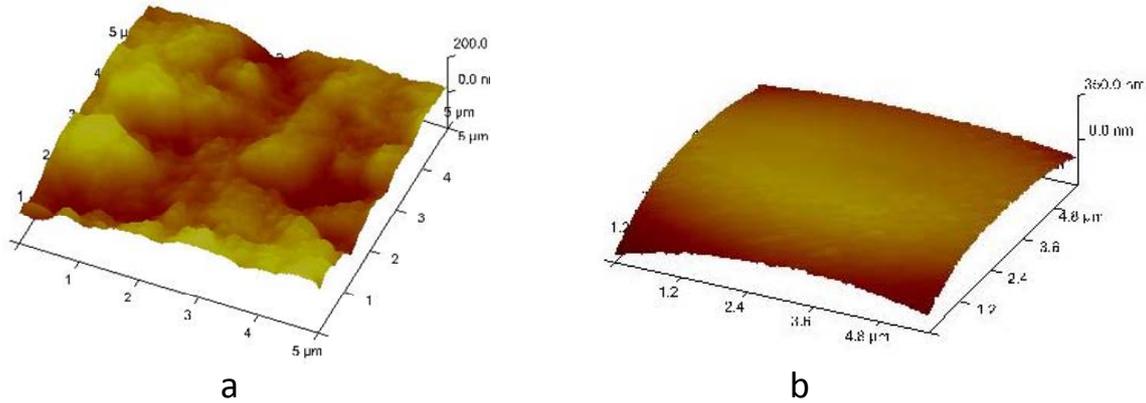


Figure V.15 :Mesures de rugosité sur la ligne (a) et sous la poutre (b) réalisées à l'AFM, dimensions acquises $5 \times 5 \mu\text{m}^2$

Les mesures de rugosité à l'AFM ont été réalisées et mettent en évidence une rugosité moyenne R_a de la ligne 4,5 fois supérieure à celle de la poutre. Ainsi la rugosité de la poutre est négligée dans notre analyse.

V.2.2 ANALYSE EN ELEMENTS FINIS

V.2.2.1 DETECTION DES ASPERITES EN CONTACT

Une première étape d'analyse en éléments finis nous permet de détecter les pics en contact lorsqu'une force de $5 \mu\text{N}$ est appliquée sur la membrane. On réalise alors un contact flexible à flexible en implémentant dans ANSYS les deux surfaces de dimension $5 \times 5 \mu\text{m}^2$ avec les propriétés élastoplastiques du matériau or. Nous négligerons la rugosité de surface sous la membrane, toutefois pour conserver la forme globale du plot, nous utilisons un pas de discrétisation large (222nm) pour la surface suspendue. Nous choisissons pour la ligne un pas de discrétisation de 117,4nm (figure V.16).

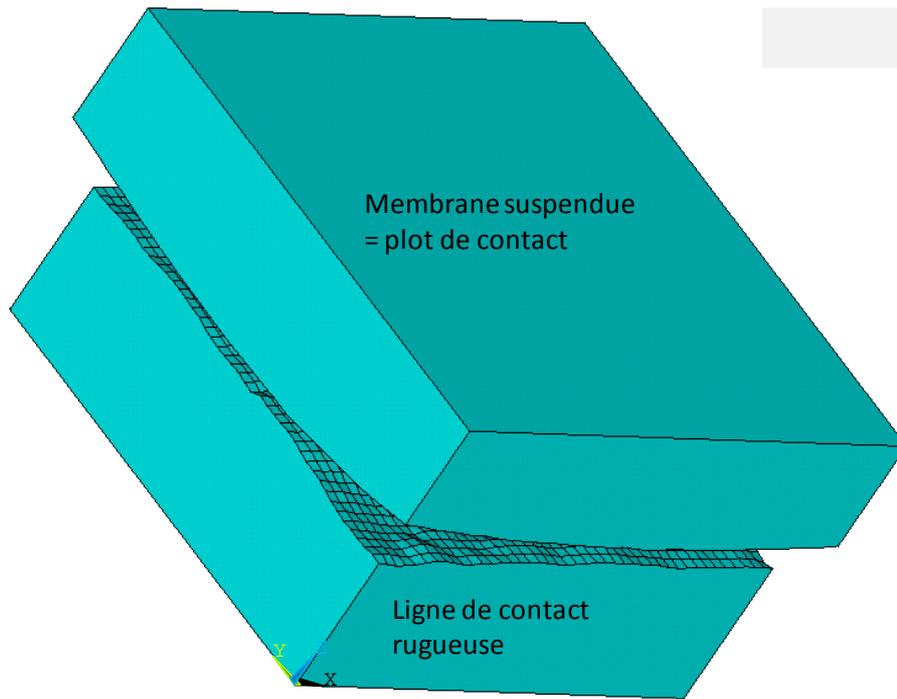


Figure V.16: modèle de contact entre le plot suspendu et la ligne rugueuse

Une première simulation de contact mécanique fait apparaître un spot de contact de rayon équivalent 33.3nm (figure V.17). Cette valeur est très proche du libre parcours moyen de l'électron dans l'or ($\ell_e \sim 38\text{nm}$). Dans ce cas, la résistance de contact est due au transport quasibalistique des électrons à travers l'aire de contact mécanique. Nous appliquons ainsi la résistance de Wexler qui est issue de l'interpolation entre les régions du transport balistique et diffusif des électrons :

$$R_W = R_{cB} + \Gamma(K)R_{cD}$$

Où R_{cB} est la résistance de Sharvin en mode balistique, R_{cD} la résistance de constriction ohmique en régime diffusif et $\Gamma(K)$ la fonction Gamma qui dépend du nombre de Knudsen K (chapitre I.5).

Dans ce cas précis, K est proche de l'unité et $\Gamma(K)$ donc proche de 0.5. Finalement, nous calculons $R_C = 0.49\Omega$.

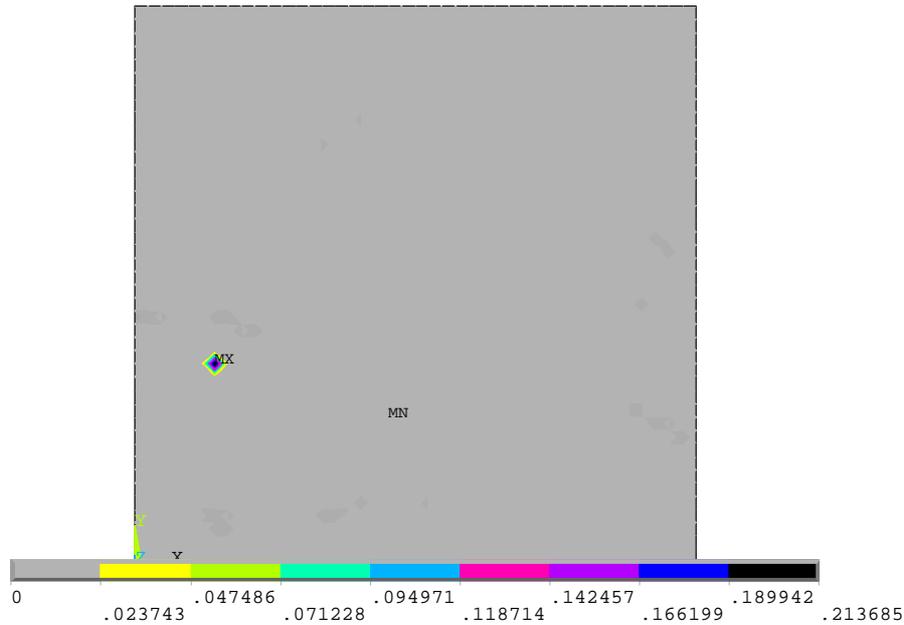


Figure V.17: distribution de la pression de contact sur la ligne sous application d'une force de $4,9\mu\text{N}$

V.2.2.2 RAFFINEMENT DE LA DEFINITION DE LA RUGOSITE DE SURFACE

L'étape suivante consiste à définir localement la topographie de surface autour du pic effectivement en contact. Notre objectif est d'utiliser le pas de définition de la rugosité de 9.8nm. Ce pas étant très petit devant la taille de l'échantillon ($5 \times 5\mu\text{m}^2$), nous réduisons également les dimensions de celui-ci à $1,5 \times 1,5\mu\text{m}^2$, tout en vérifiant que ces réductions de modèle n'engendrent pas d'erreur significative sur les résultats de contact mécanique. Le tableau V.6 présente les surfaces de contact obtenues avec un pas de résolution de 117.4nm pour deux modèles : le premier modèle qui a conservé les dimensions de l'échantillon et la topographie de surface rugueuse, et le deuxième modèle aux dimensions réduites et à la définition localisée de la rugosité.

Définition de la rugosité	Complète	Localisée
Dimensions échantillon (nm x nm)	5000 x 5000	1500 x 1500
Pas de définition (nm)	117,42	117,42
Aire de contact totale (nm ²)	3492	3460
Rayon de contact équivalent (nm)	33,35	33,19
Résistance de Wexler associée (Ω)	0,487	0,491

Tableau V.6: Aire de contact mécanique totale et résistance électrique de contact obtenues pour deux dimensions d'échantillons

L'écart de 0.8 % est négligeable. Aussi gardons nous le deuxième modèle pour la suite de nos simulations.

Nous avons ensuite mené des simulations en réduisons progressivement le pas de définition de la rugosité dans la zone localisée. Nous ne présentons que les résultats obtenus avec des

pas de 117nm, 59nm et 39 nm, la simulation de contact échouant pour des tailles de maille plus petites (tableau V.7).

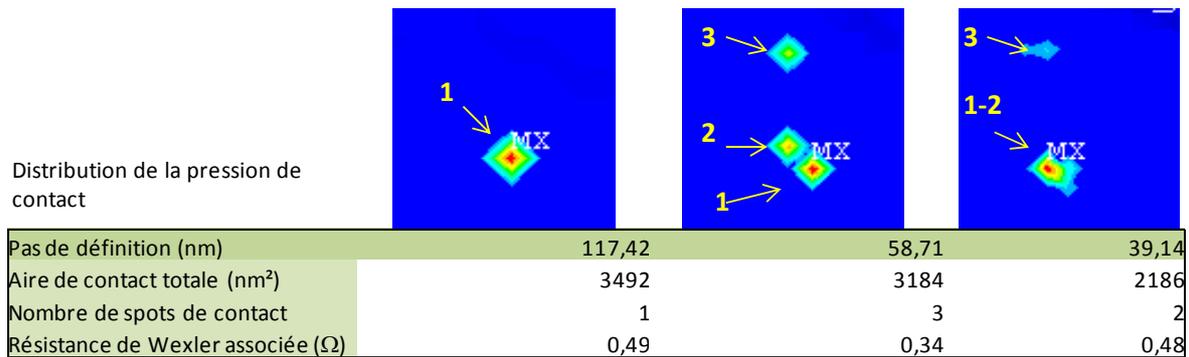


Tableau V.7: aire de contact mécanique totale et résistance électrique de contact obtenues pour différents pas de définition de la topographie de surface rugueuse

Lorsque le pas de discrétisation diminue à 60 nm de nouveaux pics d'aspérités moins larges apparaissent, s'applatissent plus facilement pour former des spots de contact supplémentaires. Si le pas est encore réduit (39 nm), des spots de contact très proche peuvent se rejoindre due à l'émergence de plus fins détails de rugosité et donc à une forme plus lissée de l'aspérité. Un pas de discrétisation plus petit implique une diminution de l'aire de contact, mais étant donné que plusieurs spots se forment, cette diminution n'implique pas une augmentation de la résistance immédiate.

La figure V.18 met en évidence les nœuds qui viennent effectivement en contact pour les différents pas de discrétisation.

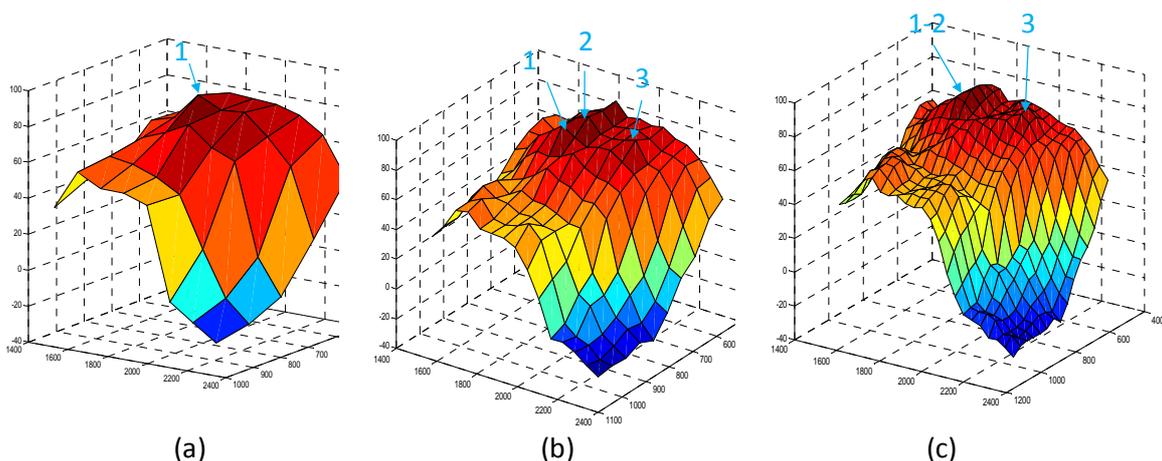


Figure V.18: topographie localisée de la surface rugueuse pour trois pas de discrétisation: 117nm (a), 59nm (b), 39nm (c).

V.2.2.3 UTILISATION D'UN MODELE RIGIDE-A-FLEXIBLE

D'après le paragraphe IV.2, un pas de discrétisation d'au moins 10 nm doit être considéré pour avoir des résultats corrects. Nous envisageons ainsi de modéliser un problème de

contact rigide à flexible. Le matériau employé pour la ligne a un module d'Young équivalent. Le module tangent et la limite élastique de l'or sont conservés. Le modèle entier est représenté sur la figure V.19.

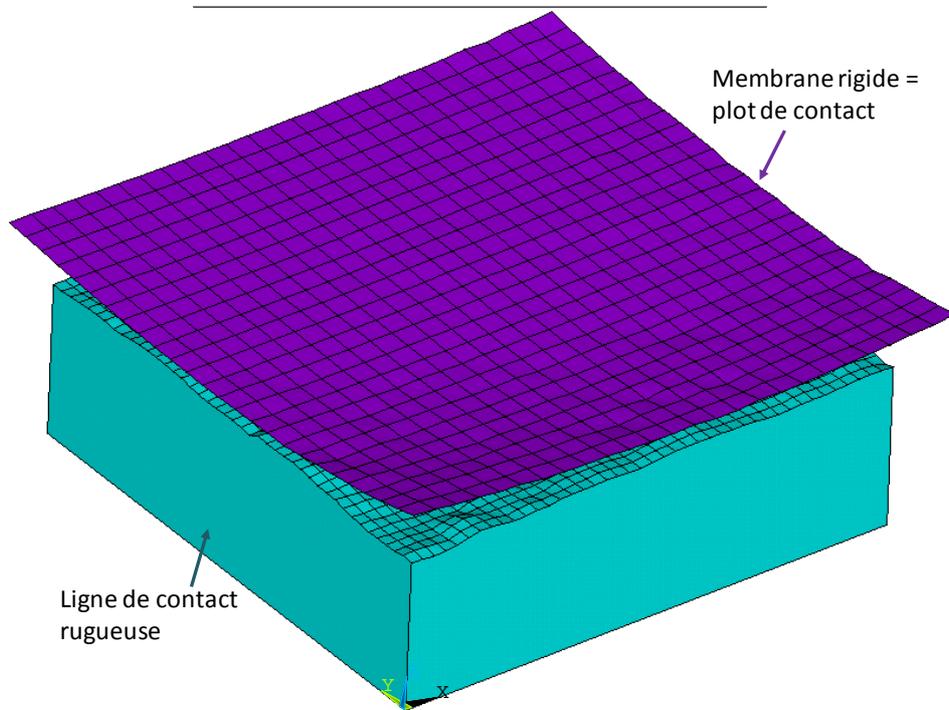


Figure V.19: modèle de contact entier (5000 x 5000) entre le plot suspendu rigide et la ligne rugueuse déformable

Le graphe de la figure V.20 résume les résultats obtenus avec le modèle de contact flexible-à-flexible et le modèle rigide-à-flexible.

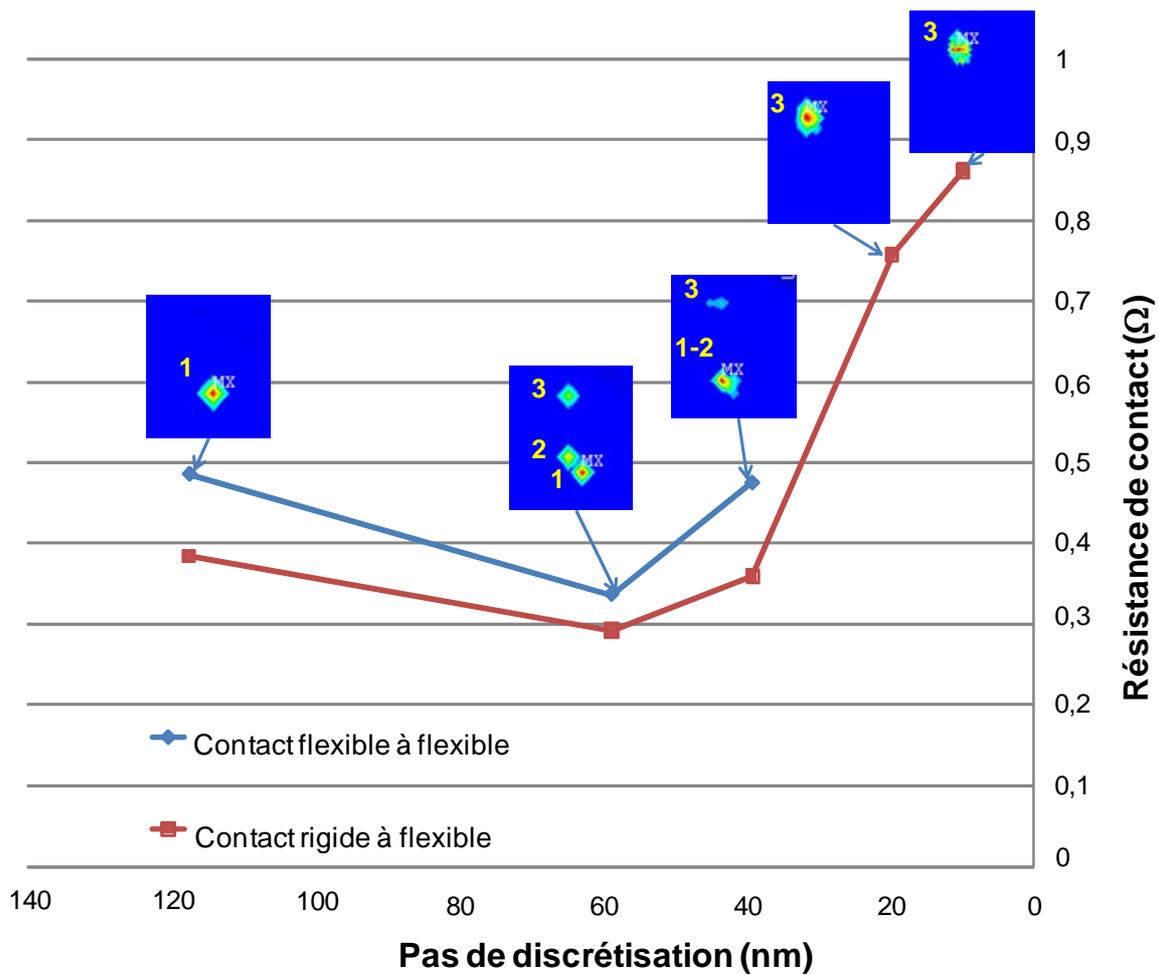


Figure V.20: Résistances de contact calculées à partir des résultats d'analyse en éléments finis

La diminution du pas de définition de la rugosité fait apparaître de nouveaux nœuds d'altitude plus élevée sur le spot 3, si bien que le contact a lieu uniquement sur ce dernier spot (figure V.21). La résistance augmente alors pour atteindre une valeur de 0.87Ω .

Le modèle de contact rigide-à-flexible sur-évalue l'aire de contact d'environ 30% pour des pas de discrétisation de 40, 60 et 120 nm. Aussi pouvons nous nous attendre à une sous évaluation de la résistance de contact obtenue pour un pas de 10nm. Une erreur de 30% sur l'évaluation de l'aire de contact engendrerait une valeur de résistance proche de $1,2\Omega$.

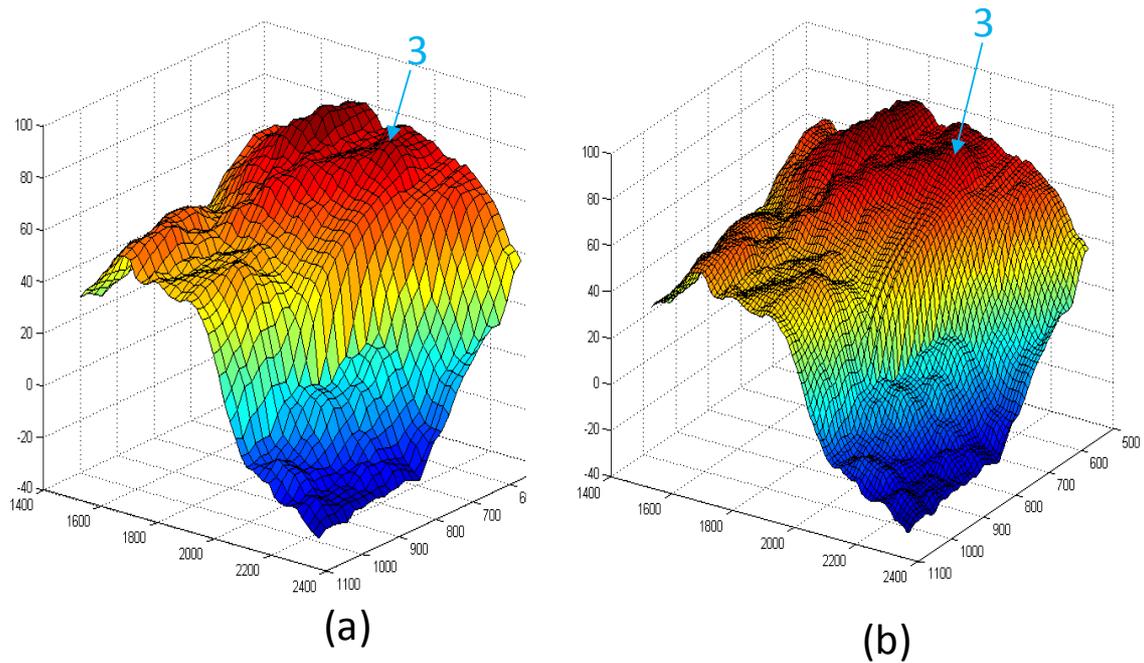


Figure V.21: topographie localisée de la surface rugueuse pour deux pas de discrétisation: 19.6nm (a), 9.8nm (b)

V.2.3 CONCLUSION

Contrairement aux simulations précédentes, nous obtenons des valeurs de résistances de contact très proches de celle mesurée sur les véhicules de test ($1,1\Omega$). Ceci peut être attribué au fait que la structure a été actionnée seulement une fois. Les surfaces de contact ne sont donc pas dégradées et les propriétés de matériaux de contact inchangées.

V.3 LES LIMITES DE NOTRE MODELE D'ANALYSE EN ELEMENTS FINIS

Les divergences entre valeurs de résistances de contact issues des simulations en éléments finis et valeurs expérimentales obtenues sur les véhicules de test à actionnement mécanique montrent que notre modèle de résistance de contact comporte des écueils et se base sur des hypothèses simplificatrices :

1. Non prise en compte de l'existence de films fins contaminants en surface (conductivité électrique réduite)
2. Non prise en compte de l'échauffement du contact du au passage du courant électrique, pouvant induire un élargissement de l'aire de contact (causant une baisse de la résistance) mais pouvant également modifier les propriétés des matériaux (durcissement, recuit) de contact et causer des transferts de matériau.
3. Mauvaise évaluation des propriétés des matériaux : Il est difficile de connaître avec précision les propriétés des matériaux déposés en couche mince et notamment le comportement élastoplastique des matériaux est approximé par une courbe bilinéaire (figure V.22). Il est possible de définir un comportement en contrainte-déformation multilinéaire mais des mesures précises des propriétés du matériau de

contact sont nécessaires et délicates à réaliser. Par ailleurs, ce modèle alourdit les calculs éléments finis

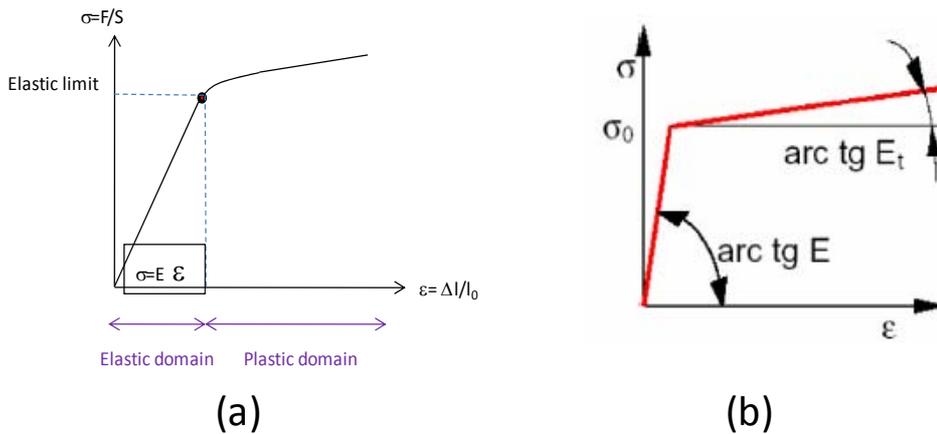


Figure V.22: représentation du comportement élastoplastique du matériau par une courbe bilinéaire.

4. Non prise en compte de la topographie de la membrane : la rugosité de membrane a été négligée jusqu'ici dans nos modèles. Un relevé AFM de la microgéométrie de la structure suspendue devra être réalisée systématiquement pour pouvoir l'implémenter

V.4 ETUDES A POURSUIVRE

V.4.1 PROTOCOLE EXPERIMENTAL A METTRE EN ŒUVRE POUR LES STRUCTURES A ACTIONNEMENT MECANIQUE

Pour valider l'outil de simulation un protocole expérimental conforme aux calculs effectués en éléments finis doit être mis en place.

1. Les contaminants de surfaces doivent être éliminés complètement. La structure est ainsi cyclée plusieurs fois sous forte charge (jusqu'à 500µN).
2. Nos simulations ne prennent pas en compte les effets thermiques. Les mesures doivent donc être réalisées sous faible courant (1mA).
3. Pour réduire le temps de calcul, le modèle de contact sera rigide à flexible. La structure est ainsi cyclée sous fort courant et forte charge, puis les mesures réalisées sous faible courant et faible charge (jusqu'à 100µN) pour rester dans le domaine élastique du matériau de contact.
4. Pour vérifier la tendance de la résistance de contact versus la force de contact, plusieurs mesures de résistance de contact sous faible charge seront effectuées
5. Les topographies mesurées devront être celles sur lesquelles les tests ont été réalisés. La structure ayant été cyclée sous fort courant et forte charge, la topographie des surfaces de contact n'est plus modifiée sous faible courant et faible

charge. Ainsi, après test, la membrane du pont est arrachée pour réaliser les mesures AFM des deux surfaces entrant en contact.

V.4.2 ETUDE COMPARATIVE ENTRE DIFFERENTS MATERIAUX DE CONTACT

Avant d'essayer d'intégrer dans notre modèle de contact des paramètres supplémentaires affectant la qualité de contact, il est intéressant de réaliser une étude comparative entre matériaux. Le rapport entre résultats de contact pour deux matériaux pourra être quantifié et comparé à celui issu des valeurs mesurées sur véhicules de test.

Le ruthénium est un matériau plus dur que l'or, qui peut permettre de limiter l'adhésion et ainsi augmenter la fiabilité de nos dispositifs sans trop accroître la résistance de contact. Ainsi des structures de test pourront être fabriquées en implantant une fine couche de ruthénium, soit sous la membrane du pont, soit sur le substrat. Elles permettront de comparer nos résultats de simulation avec l'expérimentation. Ces études comparatives sur les matériaux pourront valider la méthodologie en s'affranchissant des facteurs limitants actuels.

V.4.3 AMELIORATION DU MODELE DE MICROCONTACT

Pour améliorer notre modèle de résistance de contact des études complémentaires devront être menées. Il subsiste encore des problèmes soulevés non résolus dans l'étude de l'échelle de résolution nécessaire de considérer. Notamment nous ignorons comment se comporte la surface indentée lorsque l'échelle de définition de la rugosité est en dessous de 1nm, ou comment se comporte le passage du courant dans un mode balistique avec plusieurs discontinuités. Des recherches intenses doivent être entreprises pour réussir à obtenir une bonne évaluation de la résistance de contact électrique. Pour parer aux manques de connaissances sur le comportement du contact mécanique et électrique pour des échelles de rugosité en dessous du nm, des études en physique moléculaire pourront être entreprises.

Ensuite les effets thermiques pourront être implémentés dans le modèle numérique, ANSYS nous offrant la possibilité de définir des données matérielles dépendant de la température et de réaliser des simulations couplées thermomécaniques.

Le fluage pourra également être considéré dans notre modèle en définissant des constantes de fluages dans le logiciel ANSYS. Une librairie d'équation du taux de déformation du fluage existe et permet la modélisation du fluage pur ou du fluage combiné avec de la plasticité en utilisant aussi bien le potentiel de Von Mises que celui de Hill.

Un autre aspect très intéressant à prendre en compte est le comportement des surfaces de contact sous chargement répété. ANSYS possède notamment un module de fatigue qui pourra ainsi être utilisé pour réaliser le cyclage de la structure.

V.5 REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES DU CHAPITRE V

- [1] A. Broué, C. Séguinneau, J. Dhennin, X. Lafontan, C. Dieppedale, P. Pons, R. Plana
“Methodology to Analyze Failure Mechanisms of Ohmic Contacts on MEMS Switches”, IRPS
2009, Montréal (Canada), Avril 2009, 5p.

CONCLUSION GENERALE

Ces travaux de recherche ont contribué au démarrage de nouvelles activités au sein du laboratoire. Ces trois années de doctorat se sont articulées autour de travaux très pluridisciplinaires comportant des phases de conception mécanique, fabrication en salle blanche, caractérisations mécanique et hyperfréquence et simulation du contact avec plusieurs logiciels éléments finis.

Dans le but d'améliorer la qualité du contact métal-métal des microcommutateurs MEMS RF à contact résistif et obtenir les meilleures performances RF du microcommutateur, nous sommes proposer de développer une méthodologie d'analyse du contact électrique qui nous permet de définir une topologie de contact, un matériau et un état de surface les mieux adaptés. Cette activité au sein du LAAS est complètement originale et nécessite au préalable des pré-requis sur les résultats de recherche actuels sur la physique du microcontact, puis de réaliser un tour d'horizon des théories sur le contact mécanique et électrique, d'appréhender les méthodes existantes pour extraire les paramètres importants d'un contact entre surfaces rugueuses, pour nous permettre de dégager les spécifications essentielles à notre besoin.

Dans un premier chapitre, nous avons rappelé les connaissances actuelles sur le microcontact métal-métal et dégagé les principaux facteurs influençant la qualité et la fiabilité de contact (propriétés du matériau de contact, état de surface, épaisseur du matériau, température, historique de cyclage, environnement...). Ensuite, nous avons introduit la mécanique du contact en commençant par décrire les théories les plus simples, comme le contact de Hertz, et continué avec des théories plus compliquées faisant intervenir les multiples aspérités de contact, puis le comportement élastoplastique et ensuite les interactions entre aspérités. Nous avons présenté également des approches éléments finis pour décrire le contact qui présentent des résultats très satisfaisants. Nous avons exposé également des notions de métrologie et mis en évidence l'importance du choix de l'outil de mesure de rugosité, puis fait l'inventaire des méthodes possibles pour décrire une topographie de surface rugueuse, en dissociant les approches statistiques et déterministes. Une fois l'aire de contact déterminée, il s'agit de calculer la résistance de

contact électrique. Nous avons exposé les diverses théories existantes pour évaluer la résistance de contact en fonction de la taille des spots de contact, de leur répartition sur l'aire de contact apparente, de la présence éventuelle d'une fine couche isolante ou encore de l'épaisseur du film conducteur. Les théories présentées nous ont permis de recenser l'ensemble des solutions analytiques ou numériques possibles pour déterminer la résistance de contact électrique d'un microcommutateur MEMS RF.

Des véhicules de test ont été conçus et fabriqués et nous ont permis de mieux définir les spécifications de besoin et choisir une méthodologie d'analyse du contact résistif appropriée. Les premiers véhicules sont à actionnement mécanique et disposent d'un plot de contact soit sous la membrane du pont (technologie LAAS) soit sur la ligne fixe (technologie LETI). Ces structures permettent un contrôle en force et en déplacement précis et de mesurer la résistance de contact en courant continu efficacement sous quatre points grâce à l'intervention de la société NovaMEMS. D'autres véhicules de test radiofréquences et actionnés électrostatiquement ont été fabriqués. Ce lot de structure est plus près de la réalité et a nécessité un effort de conception pour développer une filière technologique de microcommutateur à contact résistif et à faible tension d'actionnement. La résistance électrique de contact peut être extraite des mesures micro-ondes et des modèles électromagnétiques du dispositif. Nous avons présenté les problématiques liées à la conception du microcommutateur à contact métal-métal en mettant en évidence les difficultés d'optimisation des paramètres micro-ondes et électromécaniques tout en considérant la faisabilité du procédé technologique en salle blanche. La partie conception s'est notamment appuyée sur des formulations analytiques puis sur des simulations éléments finis électromécanique avec le logiciel CoventorWare dédié à la conception des composants MEMS. L'étape de conception a été suivie d'une étape de fabrication pour laquelle nous avons détaillé les procédés critiques de structuration de la résine sacrificielle pour donner la forme plane à la structure mobile et de structuration des plots de contact pour assurer une bonne qualité de contact électrique.

Face à la croissance vertigineuse des performances de calculateurs et des méthodes numériques, nous avons envisagé de résoudre le problème de contact entre surfaces actuelles de microcommutateur par la méthode des éléments finis avec un simulateur à disposition dans le laboratoire. Cela a alors nécessité de sélectionner un outil de simulation

éléments finis, de préférence multiphysique, qui puisse résoudre des problèmes de contact mécanique pour des géométries complexes en 3D, incluant un comportement élastoplastique, avec une bonne précision sur les résultats et un temps de calcul raisonnable. Entre les deux logiciels éléments finis multiphysiques, ANSYS et COMSOL, nous avons retenu ANSYS, excellent candidat pour notre étude et qui permet de mener des simulations incluant plusieurs couches de matériaux ou la forme réelle des surfaces de contact.

Nous avons présenté ensuite les méthodologies d'analyse du contact métal-métal de microcommutateur. La méthodologie inclue la rugosité de surface actuelle dans le simulateur et par la méthode du Lagrangien augmenté nous extrayons les aires de contact mécanique. Les modèles analytiques nous permettent par la suite de calculer la résistance de contact finale. Cette méthodologie consistant à déterminer la résistance de contact électrique à base de rétro-simulations à partir de caractérisation de surface est appelé méthode d'ingénierie inverse. Pour implémenter cette méthode nous avons été confrontés à plusieurs difficultés, liées notamment à la représentation de la micro-géométrie. Le verrou le plus important concerne l'échelle de résolution minimale que nous devons choisir pour garantir des résultats fiables. Nos études montrent que l'échelle de résolution la plus petite a un impact non négligeable sur l'aire de contact réelle, mais par contre que son influence est réduite d'un point de vue électrique, ce qui nous permet d'alléger considérablement le volume d'éléments dans notre modèle de contact. Nous avons ainsi retenu un pas de définition limite de la rugosité de surface de 10nm. Toutefois, ce pas est encore trop petit par rapport aux dimensions des échantillons et implique des temps de calcul prohibitifs. Pour remédier à ce problème, nous proposons de ne représenter et de ne mailler que les aspérités qui viendront effectivement en contact. En raison de la forme généralement bombée d'au moins une surface de contact dans les dispositifs microcommutateurs, la zone de contact sera limitée et seules quelques aspérités devront donc être représentées.

Pour pouvoir mettre en application notre méthode, nous avons utilisé les véhicules de tests conçus et fabriqués. L'outil de simulation a pu ainsi être testé en comparant nos résultats avec les mesures expérimentales réalisées sur les structures de test. Les surfaces de contact sont alors acquises à l'AFM pour différents pas de résolution et implémentées dans le logiciel de simulation. Nous appliquons la méthodologie développée pour calculer la résistance de contact électrique des véhicules de test. Les résultats obtenus sur les véhicules

de test à actionnement mécanique sont éloignés des résultats expérimentaux. Ceci peut être attribué à plusieurs facteurs, comme le fait de ne pas prendre en compte la modification des propriétés des matériaux due à l'échauffement du contact dans notre analyse ou la topographie de la membrane du pont déformée. En revanche, les écarts obtenus sur les véhicules de test à actionnement électrostatique entre mesures expérimentales et résultats de simulation sont très faibles et donc encourageants.

Pour la suite des travaux, des mesures expérimentales supplémentaires sur les véhicules de test à actionnement mécanique devront être réalisés, en essayant de s'affranchir de l'effet thermique et de la contamination de surface. Un protocole expérimental précis sera mis en œuvre. Nous proposerons également de réaliser une étude comparative entre plusieurs matériaux de contact et vérifier que le rapport entre résultats de simulation correspond bien au rapport entre mesures expérimentales pour les deux matériaux. Des simulations en contact lisse ont notamment montré que le ruthénium était un bon candidat pour augmenter la fiabilité de contact sans trop dégrader la qualité. Ce matériau sera ainsi ajouté dans le procédé technologique de fabrication des véhicules de test pour mener l'étude.

Toutefois, les microcommutateurs MEMS RF pour des applications mobiles et spatiales exigent un bon comportement en puissance allant jusqu'à 1-2W, et sont sujet à de fortes intensités de courant. Il est donc crucial dans notre modèle de prendre en compte les effets thermiques dus au passage du courant. Par ailleurs ces composants doivent fonctionner sur un nombre de cycles important. La qualité du contact est donc essentielle en début et en cours de cyclage. Les actionnements réalisés avec la pointe du nanoindenteur sur les véhicules de test et sous fort courant montrent que les surfaces de contact sont nettement dégradées au cours du cyclage. Aussi pour accroître l'efficacité de notre outil est il important de considérer la topographie de surface vieillie sous actionnement. Pour répondre à cet objectif, l'implantation dans le modèle de la conduction thermique, du fluage et du comportement en fatigue sous condition de chargement cyclé paraît indispensable. Ceci implique un nombre de degrés de liberté dans le modèle très volumineux que doit supporter le logiciel multiphysique ANSYS. De plus, les propriétés des matériaux de contact devront être déterminées rigoureusement.

Le laboratoire du LAAS-CNRS développe une plateforme de conception assistée par ordinateur toujours plus puissante et pourrait d'autre part d'ici quelques temps s'équiper d'un nouveau module AFM permettant la mesure localisée du module d'Young des matériaux couches minces en fonction de la température. Cet outil laisse entrevoir une ouverture pour la poursuite de notre étude sur le développement d'un outil d'analyse du microcontact métal-métal.

Beaucoup d'efforts sont encore à produire pour fiabiliser l'outil de simulation et nous permettre de choisir un matériau et une topologie de contact appropriée pour les structures électromécaniques MEMS. Malgré ces efforts, il sera toujours délicat de prendre en compte tous les facteurs influençant la qualité et la fiabilité de contact et donc de s'affranchir de tests expérimentaux. Aujourd'hui il est difficile de reconnaître l'intérêt de l'outil de modélisation du contact. Le banc d'essai dédié reste le moyen à mettre en œuvre le plus pertinent. L'expérimental devra par contre s'appuyer sur des analyses élément finis en contact lisse qui permettent de prédire un matériau de contact, une topologie de contact et une implémentation du matériau de contact adaptés.

ANNEXES

ANNEXE A : GRANDEURS CARACTERISTIQUES

Les structures MEMS sont des dispositifs microscopiques qui sont sujets aux mêmes lois mécaniques que n'importe quel dispositif macroscopique.

A.1 LA FORCE DE RAPPEL

Puisque les structures microcommutateurs RF sont limitées à de petites déflexions, la partie déformable de ces structures peut être assimilée à un ressort de constante de raideur linéaire k (N/m). La force de rappel est considérée linéaire avec la déflexion de la poutre et s'exprime sous la forme :

$$F_{\text{rappel}} = k\Delta z$$

La constante de raideur k peut être calculée analytiquement. Elle dépend des propriétés du matériau comme le module d'Young E et du moment d'inertie I (m^4) de la poutre.

A.2 LA FORCE D'ACTIONNEMENT ELECTROSTATIQUE

Quand une différence de potentiel est appliquée entre la membrane de la poutre et l'électrode d'actionnement, une force électrostatique est générée et peut être évaluée en considérant la structure au dessus de l'électrode comme une capacité parallèle :

$$F_{\text{elec}} = -\frac{1}{2}V^2 \frac{\epsilon_0 S}{g^2}$$

Où S représente la surface en vis-à-vis et g la distance entre les électrodes. Cette équation simplifiée néglige la couche de diélectrique recouvrant l'électrode d'actionnement.

La force électrostatique est proportionnelle à la différence de potentiel au carré V^2 et est donc indépendante du signe de la tension appliquée. Cette force est toujours attractive et non-linéaire avec la distance g séparant les électrodes.

L'interaction d'une force électrostatique non linéaire avec une force de rappel mécanique linéaire va induire un phénomène d'instabilité conduisant à la fermeture du gap entre les deux électrodes. Lorsque la tension appliquée augmente, la force électrostatique croît due à une augmentation de la charge. La poutre fléchit et a alors pour conséquence d'augmenter la capacité et donc le champ électrostatique. Puisque la poutre s'abaisse la force de rappel augmente également, mais moins rapidement que la force d'actionnement, si bien que

lorsque celle-ci n'est plus assez grande pour contrôler la force électrostatique, l'équilibre se rompt et entraîne la chute brusque de la micro-poutre dans sa position basse.

L'équation d'équilibre entre la force électrostatique et la force de rappel en prenant la force de contact nulle s'exprime de la manière suivante :

$$\frac{1}{2} V^2 \frac{\epsilon_0 S}{g^2} = k \Delta z = k(g - g_0)$$

Où g_0 est la hauteur de gap initiale, et g la distance entre la membrane de la poutre et l'électrode d'actionnement sous actionnement.

Ainsi,

$$V = \sqrt{\frac{2k}{\epsilon_0 S} g^2 (g - g_0)}$$

En prenant la dérivée de cette dernière équation, l'instabilité est évaluée à deux tiers de la distance g_0 . On en déduit la tension d'actionnement V_p pour $g = \frac{2}{3} g_0$:

$$V = \sqrt{\frac{8k}{27\epsilon_0 S} g_0^3}$$

Pour actionner le microcommutateur, il faudra donc appliquer une tension d'actionnement suffisante pour dépasser le point d'instabilité. Une fois au contact, la tension appliquée pourra être réduite pour assurer le maintien de la poutre. Le champ électrique appliqué au travers du diélectrique protégeant l'électrode d'actionnement peut ainsi être réduit et minimiser les phénomènes de chargement du diélectrique.

A.3 DEFORMATIONS INDUITES PAR LES CONTRAINTES INTERNES

Les contraintes, internes au matériau constituant la poutre, provoquent une déflexion de la micro-poutre au moment où elle est libérée. Dans notre cas, la relaxation des contraintes qui sont en compression, produit une déflexion de la poutre vers le haut (figure A.1). Par conséquent, la poutre est d'autant plus difficile à fléchir et la tension d'actionnement nécessaire pour la faire commuter croît.

Ces contraintes sont dues essentiellement à un gradient de contraintes de direction normale à la poutre présent dans les couches minces de matériaux composant la structure. Ce gradient de contraintes dépend des conditions de dépôt (température, vitesse de dépôt, pression, épaisseur...) des matériaux constituant la micro-poutre.

Le moment M qui s'exerce sur l'extrémité libre de la poutre du au gradient de contraintes s'écrit :

$$M = \int_{-t/2}^{t/2} wz\sigma(z)dz$$

Où w est la largeur de la poutre, $\sigma(z)$ est la contrainte résiduelle fonction de l'épaisseur z .

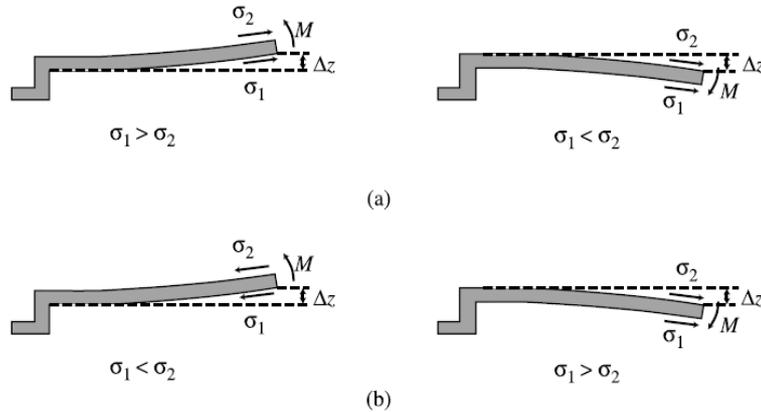


Figure A.1 : Effet du gradient de contraintes sur la courbure de micro-poutre pour des contraintes compressives (a) et pour des contraintes en tension (b)

Considérons une poutre composée d'une bicouche du même matériau mais ayant des contraintes initiales différentes (mais constantes), comme illustré sur la figure A.2. Il existe une formulation simple de la déflexion de la poutre due à la relaxation de contraintes résiduelles uni-axiales :

$$w(x) = \frac{3t_1t_2}{(t_1 + t_2)^3} \frac{\sigma_{u1} - \sigma_{u2}}{E} x^2$$

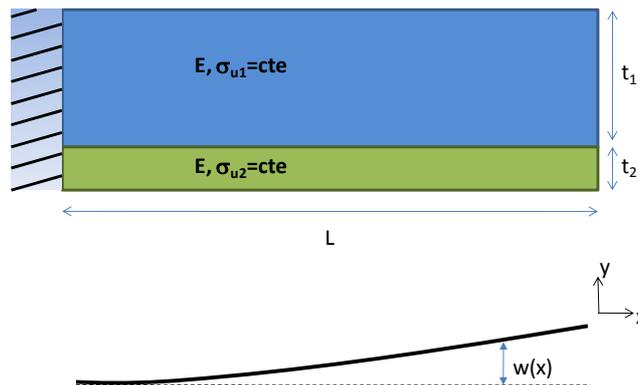


Figure A.2 : Poutre bicouche

Si les deux matériaux sont différents on peut trouver une solution approchée de la déflexion en considérant le module d'Young équivalent.

Dans notre cas, la micro-poutre de nos commutateurs est constituée d'un film mince d'or évaporé de contraintes bi-axiales -30MPa et d'une couche d'or électrolytique de contraintes

initiales bi-axiales -8MPa. Le dépôt de l'or évaporé sur une très fine épaisseur (50nm) comparé au dépôt d'or électrolytique (4 μ m) a permis de limiter le gradient de contrainte dans l'épaisseur de la poutre et donc les déformations après libération de la structure.

ANNEXE B : ÉVALUATION DE L'AIRE DE CONTACT EFFECTIVE DE MICROCOMMUNTEURS MEMS RF

La modélisation de la résistance de contact électrique a été réalisée par plusieurs chercheurs [13, 14, 25, 27] pour pouvoir comparer leurs mesures expérimentales de résistance de contact de microcommutateur MEMS RF avec des valeurs analytiques. La modélisation de la résistance de contact peut être divisée en trois étapes dans le cas de microcommutateurs à actionnement électrostatique :

- Evaluation de la force de contact en fonction de la tension appliquée (analyse en différences finis)
- Evaluation de la taille et de la distribution des spots de contact à l'interface de contact en fonction de la force de contact
- Evaluation de la résistance de contact en fonction de la taille et de la distribution des spots de contact

Nous présentons dans cette partie une méthode d'évaluation de l'aire de contact effective. La seconde étape concernant la mécanique de contact doit prendre en compte le mode de déformation du matériau de contact (élastique, plastique ou élastoplastique).

Lorsqu'une pression est appliquée sur la surface rugueuse du microcontact, les aspérités en contact peuvent se déformer selon trois modes : élastique (déformation réversible), plastique (déformation irréversible) et élastoplastique (interpolation entre les deux modes de déformation précédents). La figure B.1 illustre les trois modes de déformation du matériau de contact. Pour de faibles contraintes, la déformation est élastique et réversible. La pente de la courbe correspond au module d'Young E . Lorsqu'on dépasse un seuil de plasticité σ_y en contrainte, le comportement du matériau change par l'ajout d'une composante plastique à sa déformation qui devient irréversible. La pente de la courbe correspond au module tangent E_t . Si la contrainte augmente encore, la pente s'annule et le régime est purement plastique avant la rupture totale du matériau.

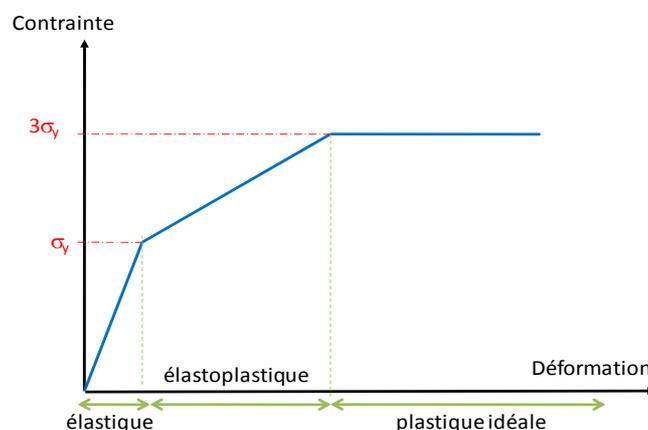


Figure B.1 : Loi contrainte-déformation d'un matériau et mise en évidence des modes de déformation

B.1 DEFORMATION ELASTIQUE :

Lorsque le contact s'établit entre les deux surfaces de contact du microcommutateur, la force appliquée est faible et les aspérités de surface subissent une déformation purement élastique décrite par la loi de Hooke. En considérant une seule aspérité de contact sphérique, l'aire de contact et la force peuvent être calculées en fonction de la déformation verticale α en accord avec la théorie de Holm en utilisant la relation suivante :

$$A = \pi R \alpha \quad (1)$$

où A est l'aire de contact, R est le rayon de courbure de l'aspérité et α est la déformation verticale de l'aspérité.

$$F_{cE} = \frac{4}{3} E^* \alpha \sqrt{R \alpha} \quad (2)$$

où F_{cE} est la force de contact normale et E^* est le module équivalent de Hertz :

$$\frac{1}{E^*} = \frac{1 - \nu_1^2}{E_1} + \frac{1 - \nu_2^2}{E_2} \quad (3)$$

Où E_1 et E_2 sont les modules d'Young des matériaux de contact 1 et 2, et ν_1 et ν_2 les coefficients de Poisson des matériaux de contact 1 et 2. Ce module d'Young équivalent permet de modéliser le contact réel entre les deux corps déformables par un contact entre un plan rigide et une sphère de module d'Young E^* .

Ainsi pour des aires de contact circulaires ($A = \pi r^2$), les deux équations précédentes sont reliées au rayon de contact à travers le modèle de Hertz :

$$r = \sqrt[3]{\frac{3 F_{cE} R}{4 E^*}} \quad (5)$$

Dans le cas de plusieurs aspérités en contact, la force de contact F_{cE} est distribuée sur l'ensemble des n aspérités et le rayon de l'aire de contact devient :

$$r = \sqrt[3]{\frac{3 F_{cE} R}{4 n E^*}} \quad (6)$$

Quand la charge appliquée augmente jusqu'à approximativement 3 fois la limite élastique (σ_y), la déformation élastique n'est plus réversible et une déformation purement plastique du matériau commence.

B.2 DEFORMATION PLASTIQUE :

La déformation plastique du matériau est modélisée en utilisant le modèle d'Abbott et Firestone qui considère une pression de contact suffisamment grande et pas de fluage du matériau [4]. La pression reste constante et égale à la dureté du matériau le plus mou H. L'aire de contact d'une seule aspérité et la force de contact sont définies par les équations suivantes :

$$A = 2\pi R\alpha \quad (7)$$

$$F_{cp} = HA \quad (8)$$

où H est la dureté Meyer du matériau le plus mou.

Ainsi l'aire de contact circulaire est reliée à la force de contact par la relation :

$$r = \sqrt{\frac{F_{cp}}{H\pi}} \quad (9)$$

Cependant, une discontinuité d'aire existe à la transition entre le régime idéal élastique et le régime idéal plastique. Le modèle élastoplastique de Chang, Etsion et Bogy (modèle CEB) permet de corriger cette discontinuité en considérant la conservation de volume des aspérités de surface déformées.

B.3 DEFORMATION ELASTOPLASTIQUE:

Bien entendu, le contact purement plastique est théorique et ne représente qu'une limite. On entend par déformation élastoplastique du matériau l'état pour lequel l'aire de contact se déforme plastiquement mais est enveloppé par un matériau déformé élastiquement [20]. Le modèle CEB décrit la déformation du matériau entre les régions élastique et plastique idéales [15]. Les équations suivantes sont les équations de l'aire de contact et de la force issues du modèle CEB.

$$A = \pi R\alpha \left(2 - \frac{\alpha_c}{\alpha} \right) \quad (10)$$

où α_c est la déformation verticale critique pour laquelle le comportement élastoplastique commence.

$$\alpha_c = R \left(\frac{K_H H \pi}{2E^*} \right)^2 \quad (11)$$

où K_H est le coefficient de dureté (supposé égal à 0.6 en début de régime plastique):

$$K_H = 0.454 + 0.41\nu \quad (12)$$

où ν est le coefficient de Poisson du matériau le plus mou

$$F_{cEP} = K_H HA \quad (13)$$

Une discontinuité dans la charge du contact est présente dans le modèle CEB à la transition entre le régime élastique et le régime élastoplastique de déformation du matériau. Chang a observé que le comportement plastique idéal a lieu à $3\sigma_Y$ et non $K_Y \sigma_Y$ (K_Y est le coefficient de limite élastique) et a mis à jour le modèle CEB avec une interpolation linéaire [45]. La nouvelle équation de la force pour une déformation élastoplastique selon Chang est donnée par :

$$F_{cEP} = \left[3 + \left(\frac{2}{3} K_Y - 3 \right) \frac{\alpha_c}{\alpha} \right] YA \quad (14)$$

où $K_Y = 1.1282 + 1.158\sqrt{Y}$

La limite d'élasticité pour la plupart des métaux est reliée à la dureté par :

$$Y = 0.354H \quad (15)$$

Quand K_Y et l'équation de Y sont substitués dans l'équation de la force F_{cEP} :

$$F_{cEP} = \left[1.062 + 0.354 \left(\frac{2}{3} K_Y - 3 \left(\frac{\alpha_c}{\alpha} \right) \right) \right] HA \quad (16)$$

Ainsi, les équations (10) et (16) représentent le modèle CEB mis à jour par Chang.

Pour des aires de contact circulaires, (16) est utilisé pour relier le rayon de contact et la force de contact :

$$r = \sqrt{\frac{F_{cEP}}{H\pi \left[1.062 + 0.354 \left(\frac{2}{3} K_Y - 3 \frac{\alpha_c}{\alpha} \right) \right]}} \quad (15)$$

Ainsi le rayon de contact déterminé à partir du modèle de déformation est fonction de la force de contact générée par le microcommutateur.

B.4 CONCLUSION

Les modèles de contact mécaniques permettent de calculer le rayon des spots de contact selon le régime de déformation atteint. Une modélisation rigoureuse nécessite de connaître les propriétés du matériau de contact d'une part, et le rayon de courbure des aspérités d'autre part. Majumdar et al. [14], propose par exemple de réaliser une photo au MEB du plot de contact pour définir le nombre d'aspérités et leur rayon (figure B.2).

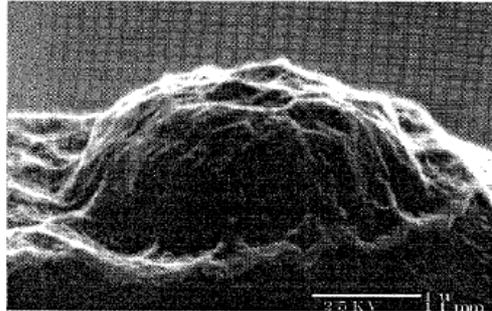


Figure B.2 : Photographie MEB d'un plot de contact. L'échelle correspond à 1 μ m [14]

Une fois la taille des spots de contact et leur répartition à l'intérieur de l'aire de contact apparente déterminées, des modèles de contact électriques permettent de calculer la résistance de contact.

B.5 REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES DE L'ANNEXE B

[5] J.A. Greenwood, J.B.P Williamson, "Contact of nominally flat surfaces", Proc. R. Soc. Lond. A 295, (1966), pp. 300-319

[4] E.J. Abbott, F.A. Firestone, « Specifying surface quality – a method based on accurate measurement and comparison », Mech. Eng. 55 (1933), pp. 569-572

[13] Majumder S, McGruer N E, Zavracky P M, Adams G G, Morrison R H and Krim J Measurement and Modelling of surface micromachined, electrostatically actuated microswitches. Proc. IEEE Transducers '97, International conference on solid state sensors and actuators Chicago (1997) 1145-1148

[14] Majumder S, McGruer N E, Zavracky A, Zavracky P M, Morrison R H and Krim J, Study of contacts in an electrostatically actuated microswitch, in Proc. IEEE Electrical contacts, Arlington, VA, USA, Oct. 26-28, 1998, pp. 127-132

[15] W.R. Chang, I. Etsion, D.B. bogy, "An elastic-plastic model for the contact of rough surfaces," ASME J. Tribol. 109 (2) (1987) pp. 257-263

[25] Coutu R A, Reid J r, Cortez R, Strawser R E and Kladitis P, Microswitches with Sputtered Au, AuPd, Au-on-AuPt, and AuPtCu Alloy Electric Contacts, IEEE transactions on Components and Packaging Technologies, vol. 29, No.2, June 2006

[27] Bromley S C, Nelson B J, Performance of Microcontacts tested with a Novel MEMS Device, in Proc. 47th IEEE Holm Conf. Elect. Contacts, 2001, pp. 122-127.

[20] C. Calladine, "Plasticity for engineers", Chichester, U.K.: Ellis Horwood, 1985

[45] W. Chang, "An elastic-plastic model for a rough surface with an ion-plated soft metallic coating", J. Wear, vol. 212, pp. 229-237, 1997

ANNEXE C : METHODES DE RESOLUTION NUMERIQUE D'UN PROBLEME DE CONTACT

Différentes techniques de discrétisation numériques pour résoudre les problèmes de contact avec ou sans frottement ont été publiées sur la base des méthodes des éléments finis ou des éléments frontières. Nous résumons ci-dessous les principales approches.

C.1 PROCEDURE ITERATIVE ET A INCREMENTS DE CHARGE

Cette approche utilise les concepts d'éléments finis et d'éléments frontières pour évaluer les déplacements d'un problème aux conditions limites connues. Les conditions aux limites sont satisfaites par itération de déplacements finis. Ces déplacements induits par des incréments de charge sont stockés et utilisés pour déformer la structure à partir de sa géométrie courante. Les incréments successifs sont appliqués jusqu'à ce que le chargement total soit atteint, ou jusqu'à ce que la structure rompe. Nous présentons ci-dessous les itérations successives de la méthode de Newton-Raphson (figure C.1) :

$$[K^T]\{\Delta u\} = \{F\} - \{F^{nr}\}$$

Avec $[K^T]$ = *matrice de raideur tangente*

$\{\Delta u\}$ = *incrément de déplacement*

$\{F\}$ = *vecteur de force appliqué*

$\{F^{nr}\}$ = *vecteur de force interne (somme des contraintes des éléments)*

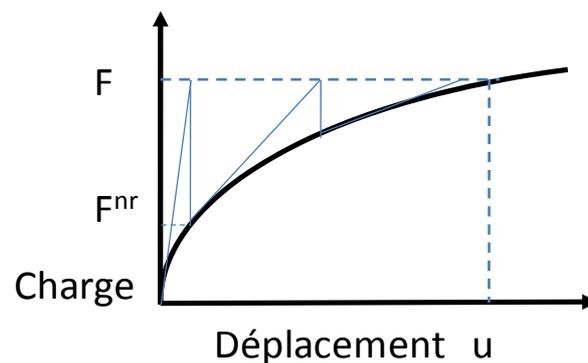


Figure C.1: méthode d'itération de Newton-Raphson

L'équation de Newton-Raphson est résolue de façon répétée jusqu'à ce que les résidus (déséquilibre en force), $\{F\} - \{F^{nr}\}$, deviennent de plus en plus petit. La plus grande valeur admissible pour les résidus constitue le critère de convergence en force.

C.2 LA METHODE DE PENALITE

Cette méthode fournit des solutions approchées et la précision des résultats est principalement influencée par la valeur du coefficient de pénalisation.

Une quantité finie de pénétration, Δ , est nécessaire mathématiquement pour générer une force de contact à l'interface. Cette force de contact est nécessaire pour créer l'équilibre et Δ devra donc être positif à l'équilibre (figures C.2 et C.3).

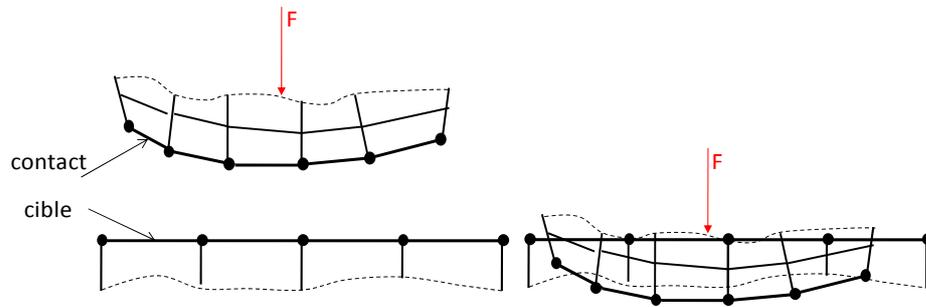


Figure C.2 : la pénétration se produit si la compatibilité de contact n'est pas imposée

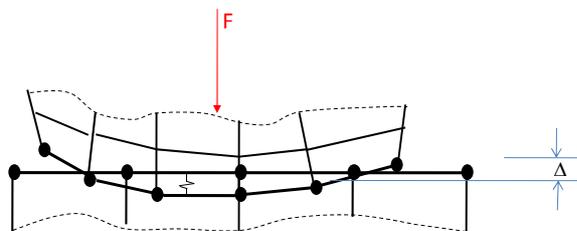


Figure C.3 : la rigidité du ressort k s'appelle le paramètre de pénalité ou rigidité de contact. Le ressort va s'écraser d'une quantité Δ , telle que l'équilibre soit satisfait : $F = k \Delta$

Cependant les corps qui entrent en contact physiquement ne s'interpénètrent pas. Donc une meilleure précision oblige à minimiser la valeur de pénétration qui se produit à l'interface de contact. Une pénétration minimum procure une précision maximum. Cela implique qu'idéalement la rigidité de contact devrait être très élevée. Cependant, une trop grande valeur peut conduire à des difficultés de convergence (figure C.4). Alors qu'une faible pénalité (rigidité de contact) mène généralement à des résultats satisfaisants, mais au prix d'une convergence très lente, une pénalité trop grande mène habituellement à une convergence oscillante, voire souvent à une franche divergence. En effet, même une légère pénétration générera une force de contact excessive, qui va séparer les surfaces en contact à l'itération suivante.

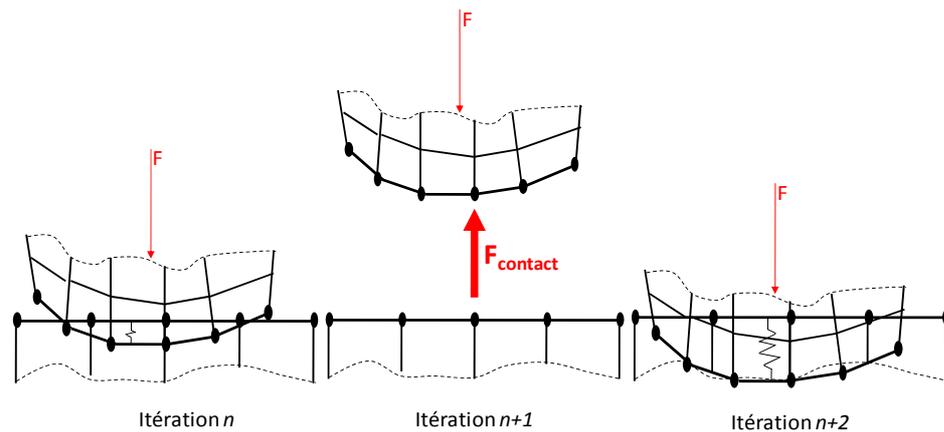


Figure C.4 : oscillations dans la convergence du problème de contact en raison d'un coefficient de pénalisation trop grand

C.3 METHODE DES MULTIPLICATEURS DE LAGRANGE

Dans cette méthode, déplacement et pression de contact sont considérés comme deux variables indépendantes. Les contraintes et conditions d'impénétrabilité peuvent être satisfaites (figure C.5), la pression de contact déterminée précisément si une formulation mathématique appropriée du problème est utilisée. Cependant, cette méthode implique souvent des matrices de raideur plus lourdes et donc des temps de simulation plus importants. De plus, la matrice de rigidité est souvent mal conditionnée.

$$[K]\{x\} = \{F\} + \{F_{\text{contact}}\}$$

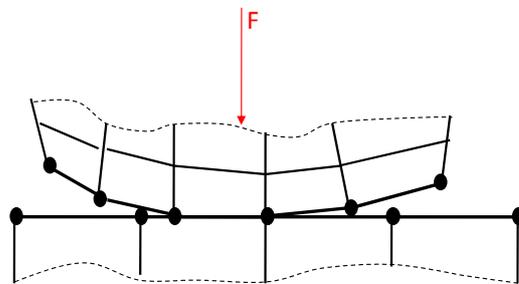


Figure C.5 : un degré de liberté auxiliaire (pression de contact) est ajouté pour satisfaire la condition d'impénétrabilité

C.4 METHODE DU LAGRANGIEN AUGMENTE

Pour finir, la combinaison des deux méthodes, pénalité et multiplicateurs de Lagrange, produit la méthode du lagrangien augmenté, qui présente l'avantage d'éviter le mauvais conditionnement pour des valeurs élevées du coefficient de pénalisation et de permettre la résolution du problème de contact sans approximation. Mais elle introduit de nouvelles variables, les multiplicateurs de Lagrange, donc de nouvelles équations.

Dans la première série d'itérations, la compatibilité de contact est déterminée sur la base de la rigidité de pénalité. Une fois l'équilibre atteint, on vérifie la tolérance de pénétration. Si

ANNEXE D : PROCÉDE DE FABRICATION DES MICROCOMMUNTEURS A CONTACT CAPACITIF

La figure D.1 montre les différentes étapes de fabrication du microcommutateur RF capacitif à actionnement électrostatique. Celui-ci peut se décomposer en deux grandes parties : la fabrication de la partie fixe, puis de la partie mobile.

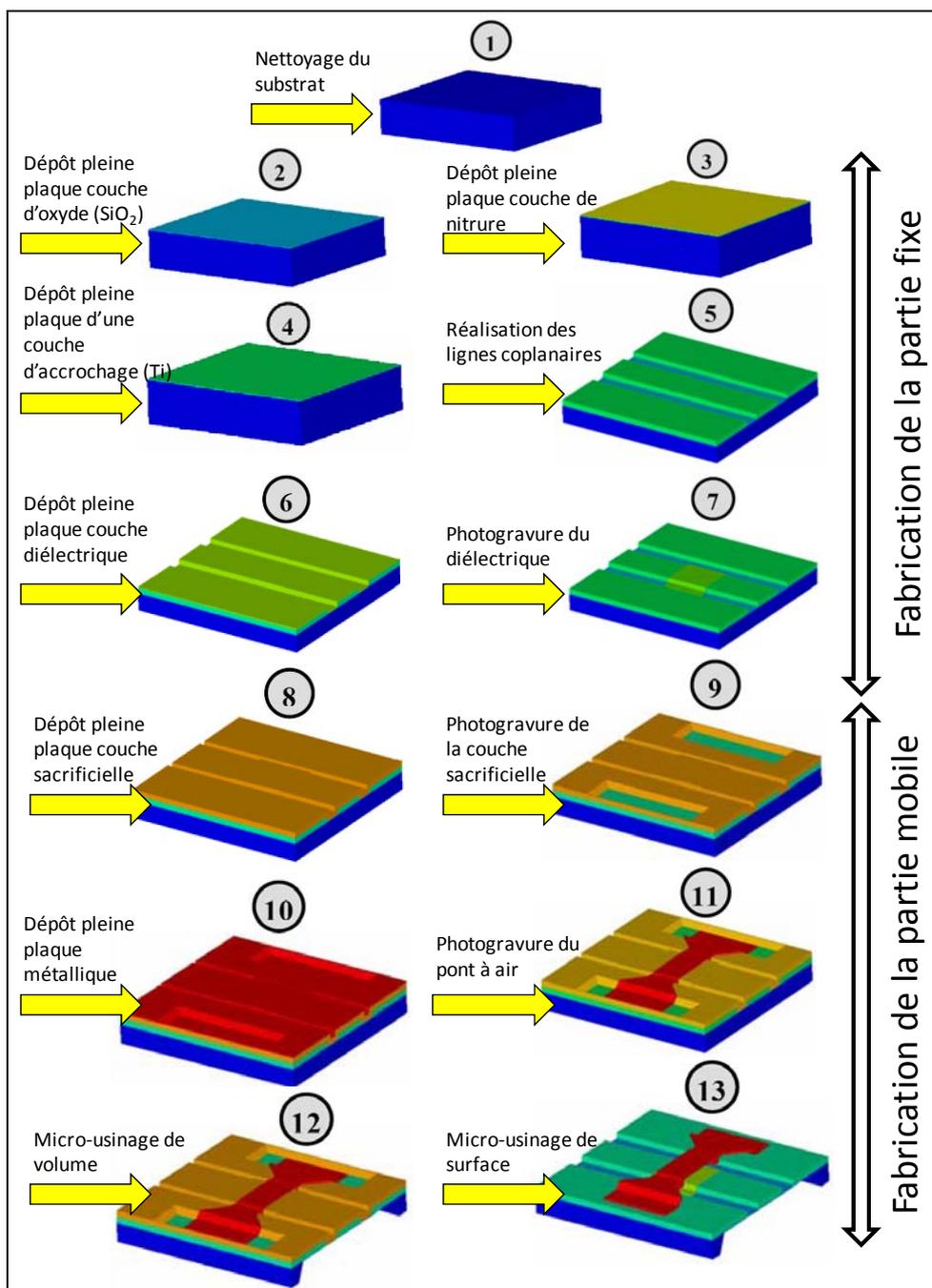


Figure D.1 : description de la fabrication d'un microcommutateur capacitif à actionnement électrostatique

D.1 FABRICATION DE LA PARTIE FIXE :

Nous travaillons avec un substrat en silicium haute résistivité (HRS, $>10\text{k}\Omega\cdot\text{cm}$) [1] afin de diminuer au maximum les pertes diélectriques lors de la propagation du signal micro-onde. Un micro-usinage face arrière (figure D.1, n°12) peut être pratiqué pour obtenir des lignes coplanaires suspendues sur une membrane diélectrique de très faible épaisseur ($1,4\ \mu\text{m}$). Ainsi, la propagation se fait quasiment sans pertes diélectriques, la permittivité effective étant proche de 1. Toutefois, cette étape complique la fabrication au niveau de la tenue mécanique. Pour limiter les pertes de rendement, la filière technologique a été réalisée sans cette étape de micro-usinage de volume.

LIGNES COPLANAIRES:

Une ligne coplaire (plan de masse ou conducteur central) doit être constituée d'un métal avec une très bonne conductivité et d'une épaisseur supérieure à trois fois l'épaisseur de peau afin de diminuer au maximum les pertes résistives. Avant toute structuration des lignes, une couche d'oxyde thermique d'une épaisseur comprise entre 0.2 et $1\ \mu\text{m}$ est généralement utilisée [2]. Le choix du métal utilisé ainsi que le mode de dépôt de celui-ci va conditionner ses caractéristiques. Nous utilisons pour la fabrication des lignes coplanaires l'or (Au). Une couche d'accroche en titane est alors nécessaire.

Les performances typiques pour des lignes en or, sur substrat silicium, d'une épaisseur de $2\ \mu\text{m}$ atteignent les 0.05dB/mm à une fréquence de $10\ \text{GHz}$.

Il existe deux procédés technologique pour la fabrication des lignes : le lift-off pour le dépôt des conducteurs par pulvérisation cathodique ou par évaporation, et le procédé LIGA pour la réalisation de conducteurs métalliques par dépôt électrolytique. Nous avons retenu le procédé LIGA qui est beaucoup moins onéreux de par le faible coût du matériel nécessaire (générateur, bain électrolytique, électrode, source...). Néanmoins, la qualité des dépôts est inférieure : la résistivité supérieure aux autres dépôts, la rugosité plus importante, de plus l'homogénéité est moins bonne sur une plaquette.

Avant tout dépôt électrolytique d'or, il est nécessaire de déposer une couche d'accroche afin de fixer le potentiel et d'obtenir une base de croissance. Cette couche est constituée d'or évaporé avec une sous-couche de titane qui permet d'améliorer l'adhérence avec la couche de passivation.

FABRICATION DE LA CAPACITE

Une fine couche (0.25 à $0.4\ \mu\text{m}$) de diélectrique est déposée pour créer le contact capacitif lors de l'actuation. Afin de ne pas détériorer les différentes couches de métal des lignes coplanaires, il est obligatoire de faire des dépôts à températures basses ($<350^\circ\text{C}$). Nous utilisons du nitrure de silicium déposé par PECVD.

La fabrication de la capacité est une étape cruciale car de sa bonne qualité dépendra les performances et la fiabilité du microcommutateur. Les principaux modes de défaillance qui dépendent de cette étape sont :

- Le claquage du diélectrique
- Le chargement du diélectrique lors de l'activation cyclique du microcommutateur

Afin d'éviter le claquage, il est recommandé de choisir un dépôt épais de diélectrique. Mais pour une faible isolation, la capacité à l'état bas doit être la plus grande possible et de ce fait nécessite une faible épaisseur de diélectrique.

Le chargement du diélectrique implique la création d'un champ électrique parasite qui augmente lors de l'activation cyclique, ce phénomène est dû au piégeage de charges par le diélectrique, ce qui engendre un décalage de la tension d'actuation (pull-in) et de la tension de seuil (pull-down). De façon à limiter ce phénomène ainsi que la diffusion de l'or du conducteur central dans le diélectrique lors des recuits, une couche d'accroche et de protection est généralement intercalée entre le diélectrique et les lignes coplanaires. Ces couches sont constituées de titane.

D.2 FABRICATION DE LA PARTIE MOBILE

La réalisation du microcommutateur (micro-pont ou poutre) se fait en deux étapes : le dépôt de la couche sacrificielle puis le dépôt du matériau constituant le pont.

LA COUCHE SACRIFICIELLE

Le rôle de ces couches dites « couches sacrificielles » est de supporter et de mettre en forme le motif qui sera rendu mobile (micro-pont, micro-poutre). Ces couches vont être supprimées entièrement à la fin du procédé technologique par une étape de gravure sélective et isotrope appelée en général micro-usinage de surface. On utilise une résine photosensible (« AZ1529 »). Le mode de dépôt par centrifugation permet d'avoir une bonne reproductibilité des épaisseurs sur une plaquette.

FABRICATION DU MICRO-PONT

Le micro-pont est généralement constitué d'une ou plusieurs couches de métal dont l'épaisseur totale peut varier de 0.5 [2] à 7-9 μm [3]. Les principales caractéristiques du métal constituant le pont doivent être :

- Une forte conductivité pour augmenter l'isolation du microcommutateur,
- Une contrainte intrinsèque faible et maîtrisée pour minimiser les déformations résiduelles et la tension d'actionnement
- Une bonne stabilité thermique
- Une bonne fiabilité

Nos structures sont fabriquées avec une bicouche constituée d'or évaporé et d'or électrolytique sur une épaisseur totale de 4 μm .

LIBERATION DES STRUCTURES MOBILES

SUPPRESSION DE LA COUCHE SACRIFICIELLE

Nous pratiquons son retrait par gravure humide. Nous utilisons des solutions liquides telles que l'acétone ou bien des dérivés de solvant du type « AZ 100 Remover ». Porté à une température de 70°C, le solvant « AZ100 Remover » permet de supprimer la résine sacrificielle recuite à 150°C.

SECHAGE DES STRUCTURES, LE PHENOMENE DE COLLAGE

L'utilisation de solutions d'attaque liquide engendre des problèmes de collage « stiction ». La présence d'une couche très fine de liquide avec un angle de contact très petit (surface hydrophile) peut engendrer un collage entre les deux surfaces par capillarité. Une technique dite « séchage par CO₂ supercritique » permet de contourner ce phénomène [4].

En effet, l'une des particularités de l'état supercritique est que le fluide possède à la fois les propriétés des gaz et des liquides. Ainsi pour l'application au séchage, l'intérêt réside sur une tension de surface des gaz quasi nulle. D'autre part, au-delà du point critique, il n'y a plus de changement de phase. Par conséquent, le passage de l'état liquide à l'état gazeux par contournement du point critique se fait sans changement de phase, c'est-à-dire sans évaporation du liquide. Ainsi, les effets de tension de surface responsable du collage des microstructures sont supprimés. Le diagramme de phase de la figure D.2 permet de situer l'état supercritique qui se trouve au-delà du point critique de coordonnées (P_c ; T_c) dans le diagramme de phases (ex : tableau D.1).

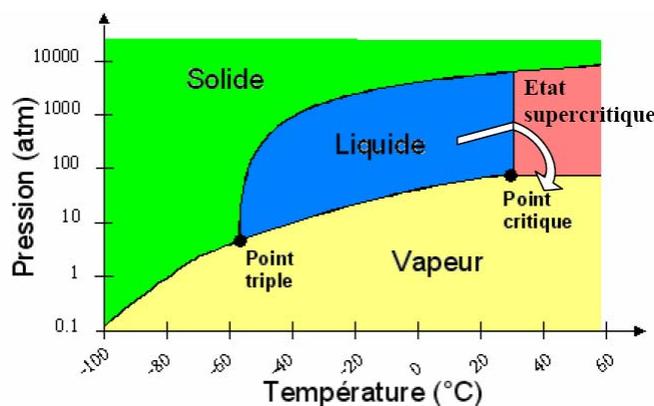


Figure D.2 : Diagramme de phase - contournement du point critique

	CO ₂	Eau	Méthanol	Acétone
T _c (°C)	31.1	374	240	235
P _c (MPa)	7.38	22.1	7.99	4.7

Tableau D.1 : Point critique de différents fluides

D.3 REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES DE L'ANNEXE D

[1] B. Pillans, S. Eshelman, A. Malczewski, J. Ehmke, C. Goldsmith, "Ka-band RF MEMS phase shifters", IEEE Microwave and Guided Wave Letters, Vol. 9, N° 12, Dec. 1999, pp. 520-522

[2] C.L. Goldsmith, Z. Yao, S. Eshelman, D. Denniston, "Performance of Low Loss RF MEMS Capacitive Switches", IEEE Microwave and Guided Wave Letters, Vol. 8, N° 8, August 1998

[3] N.E. Mc Gruer, P.M. Zavracky, R. Morrison, D. Potter, "Microswitches and Microrelays with a view toward Microwave Applications, Int. J. RF Microwave CAE, Vol. 9, pp. 338-347, 1999

[4] J.Y. Kim, C.J. Kim, "Comparative study of various release methods for polysilicon surface micromachining", in 10th IEEE Int. Conf. On Micro-electromechanical Systems, Nagoya, Japan, January, 1997, pp. 442-447

ANNEXE E : SIMULATIONS ELECTROMECHANIQUES

AVEC LE LOGICIEL COVENTORWARE

E.1 PRESENTATION DE L'OUTIL

Le logiciel COVENTORWARE est un outil de conception assisté par ordinateur dédié à l'analyse comportementale de systèmes micro-électromécaniques. L'originalité de ce système CAO est qu'il est capable d'analyser les structures 3D réelles dont la géométrie découle des séquences du procédé de fabrication et du dessin des masques. Il est ainsi possible de vérifier la description du procédé technologique et le dessin des masques avant de débiter la fabrication des structures.

CoventorWare va nous permettre d'examiner la sensibilité des paramètres géométriques et des propriétés des matériaux sur les performances de nos microcommutateurs, exprimées dans la tension d'actionnement et la force de contact. L'objectif est de définir une longueur et une épaisseur de poutre, une largeur d'électrode et une épaisseur de résine sacrificielle (distance entre électrodes) pour réaliser une tension d'actionnement inférieure à 20V et une force de contact maximale sur les plots de contact sans qu'il y'ait contact sur l'électrode d'actionnement.

Une analyse électromécanique couplée est employée pour évaluer les effets des paramètres de design sur la tension d'actionnement et la force de contact (figure E.1). Lorsqu'une tension est appliquée entre la poutre et l'électrode fixe, un champ électrostatique se forme. La force électrostatique est premièrement calculée, ensuite une analyse structurale permet de déterminer la déflexion de la poutre due à la force électrostatique. La déflexion modifie le gap entre les deux électrodes, faisant ainsi varier la valeur du champ électrique. Toutes les variables sont ainsi recalculées jusqu'à que l'équilibre soit à nouveau atteint. Les itérations sont réalisées avec l'outil « CoSolve EM » qui permet le couplage des solveurs électrostatiques et mécaniques.

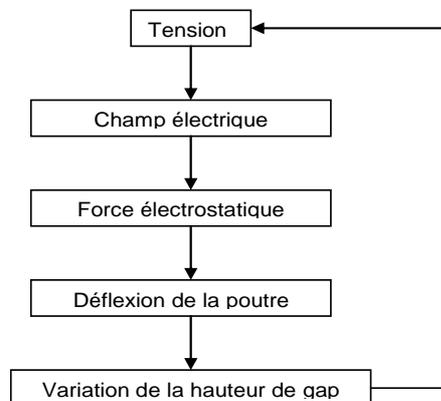


Figure E.1 : méthode d'analyse itérative électromécanique

E.2 MODELISATION DE LA STRUCTURE SOUS COVENTORWARE

La première étape consiste à définir les matériaux utilisés pour la fabrication de la structure MEMS. Il est possible de créer des nouveaux matériaux dans la base des données des propriétés de matériaux, ou d'en modifier les caractéristiques.

Pour réaliser la modèle poutre, on définit les matériaux or évaporé, or électrolytique et diélectrique Si_3N_4 , auxquels on associe les caractéristiques mesurées (tableau E.1). La seconde étape consiste à créer un fichier répertoriant toutes les étapes du procédé technologique. Les niveaux sont organisés en une suite de dépôts de matériaux et de gravures. Les paramètres du procédé technologique pouvant être ajustés, comprennent l'épaisseur du matériau, le type de dépôt, la polarité du masque. La troisième étape concerne le dessin en deux dimensions des masques.

	Or évaporé	Or électrolytique	Si_3N_4
Module d'Young E	80 GPa	80 GPa	222 GPa
Coeff. De Poisson ν	0.42	0.42	0.27
Contrainte σ_x	-30 MPa	-8 MPa	0
Contrainte σ_y	-30 MPa	-8 MPa	0
Constante diélectrique			8

Tableau E.1 : Caractéristique des matériaux de fabrication

Enfin, le modèle 3D de la structure peut être construit à partir de la description du procédé technologique et de la conception des masques.

E.3 MAILLAGE

Le modèle 3D doit être maillé pour que la géométrie de la structure soit réduite à un groupe d'éléments finis permettant l'analyse en éléments finis. On peut faire varier le type de maille et ses dimensions, la difficulté consistant à choisir un maillage approprié à la structure. Il est important d'optimiser le maillage afin d'obtenir des résultats exploitables dans un délai acceptable. Plus la maille est fine et plus les ressources demandées pour réaliser la simulation augmente. La solution numérique obtenue à partir du modèle tend vers une unique valeur lorsque la densité de mailles augmente. Le maillage sera dit « convergé » lorsque son raffinement ne produira plus de changement dans la solution.

E.4 DEFINITION DU MODELE

On applique une tension entre l'électrode fixe et la structure mobile (figure E.2). Une condition de contact est appliquée entre la surface du diélectrique et la face inférieure de la membrane du pont, comprenant le plot de contact. Ainsi le contact est supposé s'établir entre le plot et un plan situé au même niveau que la face supérieure du diélectrique. En réalité, le contact est initié sur la ligne de signal dépourvue de diélectrique. C'est pourquoi nous fixons l'épaisseur du plot de contact à $0.5\mu\text{m}$ au lieu de $0.8\mu\text{m}$.

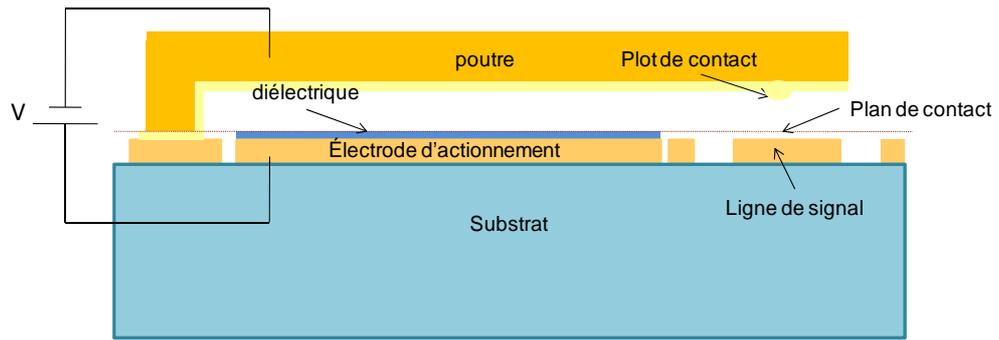


Figure E.2 : Description du modèle simulé sous CoventorWare

ANNEXE F : MODELISATION DU CONTACT RUGUEUX 3D AVEC ANSYS

Nous décrivons comment réaliser la modélisation et l'analyse en éléments finis d'un problème de contact mécanique avec le logiciel ANSYS. Nous présentons un problème de contact entre une membrane plane et lisse et une ligne de contact plane et rugueuse.

Le cas étudié est un problème de contact rigide à flexible comportant des matériaux aux propriétés élastiques. La surface supérieure de la ligne est identifiée comme surface de « CONTACT », alors que la surface créée juste en contact (membrane) et au dessus de la surface de contact est identifiée comme la surface cible « TARGET ».

Le corps rugueux déformable est modélisé en utilisant des éléments structuraux tétraédriques SOLID187, qui sont définis par 10 nœuds ayant 3 degrés de liberté à chaque nœud : translations dans les directions nodales x , y , z . L'élément SOLID187, illustré sur la figure 1, est bien adapté pour modéliser les maillages irréguliers et peut prendre en compte les effets de plasticité, de fluage, de grands déplacements et de grandes déformations.

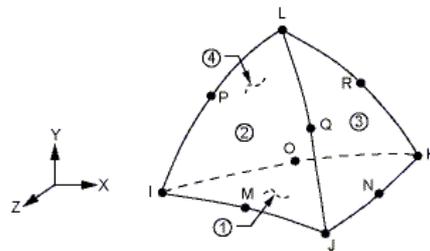


Figure F.1 : Géométrie de l'élément SOLID187

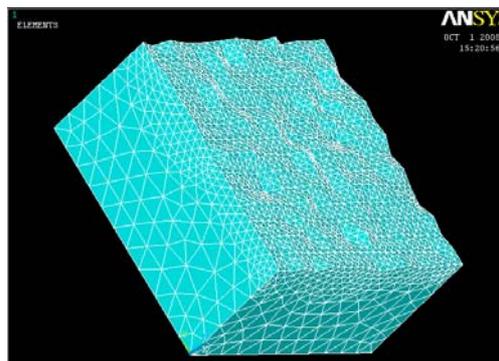


Figure F.2 : modélisation du solide rugueux déformable avec les éléments SOLID187

TARGE170 est utilisé pour représenter la surface « cible » 3D et est associé avec l'élément de contact (CONTA174). Les éléments de contact recouvrent le modèle éléments finis sous-jacent comme une peau et peuvent entrer en contact avec la surface cible, définie par les éléments TARGE170. La paire de contact constituée des éléments contact et des éléments

cibles est identifiée par un jeu de constantes (rigidité de contact, tolérance de pénétration...). Il est possible d'imposer des translations, rotations, température, tension, potentiel magnétique, ainsi que des forces et moments sur les éléments cibles.

La surface de contact est définie par un ensemble de points de contact discrets (points de Gauss des éléments) et la surface cible est définie comme une surface continue. Les deux surfaces peuvent s'interpénétrer entre les points de Gauss sans que le contact soit reconnu. Ceci est cause d'imprécisions.

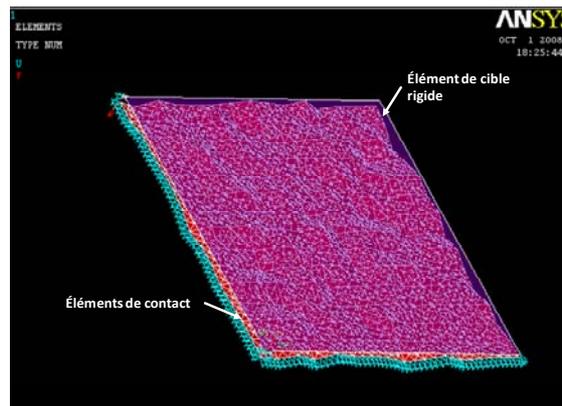


Figure F.3 : modélisation des éléments surface-à-surface

Afin de limiter tout mouvement de la base du solide, les nœuds appartenant au plan xy à $z=0$ sont contraints rigidelement dans la direction z , alors que l'indenteur ne peut se déplacer que dans la direction z . Chaque analyse consiste en une seule étape de chargement avec un nombre minimal et maximal de sous-étapes fixé à 10 et 100 respectivement. Pour chaque sous-étape, un maximum de 30 itérations d'équilibre (solutions de correction pour obtenir une convergence à chaque sous-étape) est permis. Pour éviter une distorsion des éléments, ANSYS utilise une méthode de bisection pour augmenter le nombre de sous-étapes de charge de telle sorte que la charge puisse être appliquée à un niveau plus bas. Dans notre approche, une force est appliquée sur l'indenteur et permet de le mouvoir progressivement (de manière incrémentale) vers la surface de contact. Un nœud est considéré comme étant en contact lorsque la distance le séparant du plan s'annule.

AUTEUR : Fabienne PENNEC

TITRE : Modélisation du contact métal-métal: application aux microcommutateurs MEMS RF

DIRECTEUR DE THESE : Patrick PONS

LIEU ET DATE DE SOUTENANCE : LAAS-CNRS Toulouse, le 26 juin 2009

L'insertion des microcommutateurs MEMS RF nécessite une tension d'actionnement et des dimensions toujours plus petites, ce qui confère davantage d'importance aux effets de surfaces, si bien qu'une des principales limitations des performances des microcommutateurs est la qualité du contact et sa fiabilité. Dans ce contexte, nous avons développé un outil de calcul de la résistance de contact électrique de microcommutateurs MEMS RF à contact ohmique. La finalité de l'outil sera l'étude de l'impact des matériaux, de l'état de surface, de la topologie de contact pour augmenter les performances de contact. Un tour d'horizon des différentes méthodes existantes (analytique, numérique, expérimentale) pour analyser le contact mécanique puis électrique de surfaces rugueuses a tout d'abord été réalisé. Puis nous avons conçu et fabriqué deux types de véhicules de test, à actionnement mécanique et à actionnement électrostatique afin de pouvoir tester la méthodologie de modélisation du contact mise en œuvre. L'originalité de cette méthodologie repose sur une nouvelle approche utilisant la méthode d'ingénierie inverse pour générer la forme réelle de la surface. Les progrès apportés sur les logiciels de calcul rendent possible l'implantation de profils réels de surface issus de la caractérisation. L'analyse du contact mécanique est ensuite réalisée à travers des simulations numériques de contact avec le logiciel multiphysique éléments finis ANSYS 11. Cette analyse mécanique est suivie d'une analyse électrique, basée sur des formulations analytiques issues de la théorie du contact électrique et utilisant les résultats de l'analyse précédente. Les surfaces de contact des structures de test sont acquises à l'AFM afin de tester l'outil de calcul. Les résultats obtenus avec la nouvelle méthodologie restent éloignés des mesures expérimentales de résistance de contact. Ces écarts étaient prévisibles tant il est difficile d'une part de prendre en compte tous les paramètres affectant la valeur de la résistance (effet thermique, présence d'un film isolant sur l'interface de contact, phénomène de fluage) dans le modèle, et tant il est difficile d'autre part d'évaluer avec précision les propriétés des matériaux de contact.

MOTS-CLES microcommutateur MEMS RF, contact, rugosité, résistance électrique, non-linéarités, AFM, ANSYS, matériau élastoplastique, méthode des éléments finis

MODELING OF METAL-TO-METAL CONTACT: APPLICATION TO RF MEMS MICROSWITCHES

The insertion of RF MEMS micro-switches into real architecture necessitates reduced actuation voltage and dimensions that gives more importance to surface effects. Therefore most of the limitations are related to the quality of the contact and the reliability. In this context, a tool for calculating the electrical contact resistance of DC contact micro-switches has been developed. The tool will be very efficient for investigating the impact of materials, roughness and topology on the quality and the contact performances. Firstly an overview of the different available methods (analytical, numerical, experimental) to analyze the mechanical and electrical contact of rough surfaces has been performed. Then we have designed and fabricated two architectures of test structures, one with mechanical actuation and the other with electrostatic actuation in order to validate the contact modeling methodology that we implement. The originality of this work relies on a novel approach by using a reverse engineering method to generate the real shape of the surface. The mechanical contact analysis is then performed through finite element multi-physic simulation using ANSYS 11 platform. The mechanical analysis is completed with an electrical analysis, using analytical formulations derived from electrical contact theories and referring to the previous mechanical results. We use the AFM to capture 3D data points of contact surfaces on test structures to test the calculation tool. The obtained results with the novel methodology are not in very good agreement with the experimental measurement of contact resistance. These discrepancies were expectable and are related to the difficulties to take into account all parameters that affect the contact resistance value (thermal conduction, contaminant layers on the contact surfaces, creep effects) in the model. Moreover it is often delicate to evaluate precisely the contact material properties.

KEYWORDS RF MEMS micro-switch, contact, roughness, electrical resistance, non linearity, AFM, ANSYS, elastic-plastic material, finite element method

DISCIPLINE : Conception des Circuits Microélectroniques et Microsystèmes

**INTITULE ET ADRESSE DU LABORATOIRE : LAAS-CNRS - 7, avenue du Colonel Roche – 31077 TOULOUSE
CEDEX**