



HAL
open science

Analyse multi-physique des sources de défiabilisation du microcontact ohmique dans les interrupteurs MEMS

Adrien Broué

► **To cite this version:**

Adrien Broué. Analyse multi-physique des sources de défiabilisation du microcontact ohmique dans les interrupteurs MEMS. Micro et nanotechnologies/Microélectronique. Université Paul Sabatier - Toulouse III, 2012. Français. NNT: . tel-00862813

HAL Id: tel-00862813

<https://theses.hal.science/tel-00862813>

Submitted on 17 Sep 2013

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

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



LAAS-CNRS



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 **Adrien BROUE**

Le 19 juin 2012

TITRE : ANALYSE MULTI PHYSIQUE DES SOURCES DE DEFIABILISATION DU MICROCONTACT ELECTRIQUE A DESTINATION DES INTERRUPTEURS MEMS

Rapporteurs

Roland FORTUNIER, Professeur

Frédéric HOUZE, Chargé de recherche HDR

Ecole doctorale : GEET

Unité de recherche : MINC

Directeur de Thèse : Robert PLANA

A mes grands-pères Dr. André Broué et Dr. Pierre Chabbert, partis trop tôt.

« La beauté naît de la rencontre entre le monde et l'être humain qui le perçoit »

Hubert Reeves

*« [La science] marche sur quatre pattes indépendantes et interdépendantes : la rationalité,
l'empirisme, l'imagination, la vérification »*

Edgar Morin

REMERCIEMENTS

Comme dans tout travail de recherche, la réalisation de cette thèse a été ponctuée par de nombreux moments de joie et d'enthousiasme, mais également de périodes de doute et d'incertitude. L'aboutissement de ces travaux n'aurait été possible sans la contribution et le soutien de plusieurs personnes que je souhaite remercier ici.

Je tiens avant tout à remercier Monsieur Roland FORTUNIER, Professeur et directeur de l'Ecole Nationale d'Ingénieurs de Saint-Etienne (ENISE), et Monsieur Frédéric HOUZE, Chargé de recherche (HDR) au Laboratoire de génie électrique de Paris (LGEP - CNRS / SUPELEC) pour l'intérêt qu'ils ont porté à mes travaux de recherche en s'engageant à être les rapporteurs de cette thèse.

Mes remerciements s'adressent également à Monsieur Frédéric COURTADE, expert micro- et nanotechnologie au sein du CNES, et Monsieur TARTARIN, professeur à l'université Paul Sabatier pour l'honneur qu'ils m'ont témoigné en siégeant à ce jury, ainsi que pour avoir consacré du temps à la lecture de ce manuscrit.

Je témoigne ma sincère gratitude et ma reconnaissance à Monsieur Robert PLANA, qui a dirigé les travaux de cette thèse, à Monsieur Xavier LAFONTAN, qui l'a secondé dans cette tâche, ainsi qu'à Monsieur Patrick PONS et Monsieur Jérémie DHENNIN qui ont largement participé à mon encadrement et qui m'ont apporté leurs précieux conseils et connaissances scientifiques tout au long de mes recherches.

Les résultats de ces travaux de recherche ont pu aboutir notamment grâce à la synergie développée au sein de l'équipe NOVAMEMS, dans laquelle j'ai pu m'épanouir ces quatre dernières années. Je souhaite ainsi adresser mes plus vifs remerciements à Djemel LELLOUCHI, Fabio COCCETTI, Laetitia SEBAT, Cédric SEGUINEAU, Guilhem LAMOISE, Stéphanie SERRALTA, Thibaut FOURCADE, Clovis LATASTE, Mélanie CABANEL et Anthony LIOT pour leurs qualités techniques et humaines, ainsi que pour leur amitié et le soutien moral qu'il m'ont témoigné tout au long de ma thèse.

L'existence de l'entreprise NOVAMEMS n'aurait été possible sans l'accueil et le soutien du département AQ/LE du Centre National des Etudes spatiales (CNES). C'est pourquoi je tiens à remercier chaleureusement Francis PRESSECQ, Jean-Michel DESMARRES, Frédéric BOURSIER, Guy

PEREZ, Philippe PERDU, Sandrine LACHIVER ainsi que toute l'équipe CNES et THALES du laboratoire d'expertise qualité.

J'adresse mes remerciements également à toute l'équipe du groupe Micro et Nano systèmes pour les Communications sans fils (MINC) du Laboratoire d'Analyse et d'Architecture des systèmes (LAAS) du Centre National de la Recherche Scientifique (CNRS) de Toulouse, au sein duquel j'ai été accueilli durant ma thèse. Je tiens à remercier en particulier Fabienne PENNEC, Dimitri LERAY, Hong LIU, David LEROUX, Christina VILLENEUVE et Monique DILHAN pour les précieux échanges techniques, scientifiques et humains que nous avons eu l'occasion de partager. J'adresse également des remerciements chaleureux à Brigitte DUCROCQ pour sa gentillesse, sa disponibilité et son aide logistique lors des différents déplacements que j'ai eu l'occasion d'effectuer dans le cadre de ma thèse.

Je remercie également l'ensemble de nos partenaires des projets FAME, SPRINT, SMARTIS, POLYNOE et FITMEMS dans lesquels j'ai pu valoriser mes travaux de recherche, tout particulièrement l'équipe d'Olivier VENDIER de la société THALES ALIENA SPACE ainsi que l'équipe de Pierre BLONDY de l'institut de recherche XLIM. Je tiens à remercier également Christel DIEPPEDALE, Pierre-Louis CHARVET, Christophe POULAIN et Pierre-Yves DUVIVIER de l'équipe MEMS/NEMS du CEA / LETI – MINATEC.

Ces remerciements seraient incomplets si je ne mentionnais pas le soutien de Jean-Luc GAUFFIER du département Génie Physique de l'INSA de Toulouse et Christiane DUPRAT de l'Atelier Interuniversitaire de Micro-nano-Electronique (AIME).

J'exprime enfin ma plus profonde reconnaissance à ma famille et à mes proches pour leur soutien indéfectible tout au long de ces années. Je tiens à leur dire à quel point leur soutien affectif a été important à mes yeux. C'est d'abord et avant tout grâce à eux que ce travail a pu être mené à son terme. Je n'aurais jamais assez de mots pour les en remercier.

TABLE DES MATIERES

Remerciements	5
Table des matières	7
Liste des figures.....	11
Liste des tableaux.....	19
Abbreviations	20
Symboles	21
Introduction générale	24
1 Contexte de l'étude	29
1.1 Micro et nano technologies	30
1.2 Marché des MEMS	31
1.3 Qu'est ce qu'un micro-interrupteur ?	33
1.3.1 Différents types de micro-interrupteurs.....	33
1.3.2 Fabrication des interrupteurs MEMS.....	36
1.3.3 Principes d'actionnement	37
1.3.4 Les applications potentielles des interrupteurs MEMS.....	40
1.4 Développement des micro-interrupteurs	42
1.4.1 Petite histoire des micro-interrupteurs.....	42
1.4.2 Marché actuel.....	45
1.5 Fiabilité des micro-interrupteurs à contact ohmique	47
1.6 Conclusion	51
1.7 Références.....	53
2 Théorie du microcontact	56
2.1 Spécificité du microcontact.....	57
2.2 Mécanique du contact.....	60
2.2.1 Déformation élastique.....	62
2.2.2 Déformation plastique.....	63
2.2.3 Déformation élastoplastique	65
2.3 Résistance électrique de contact	66
2.3.1 Transport diffusif des électrons	67
2.3.2 Transport balistique des électrons.....	68
2.3.3 Transport quasi-balistique.....	69

2.4	Influence de l'état des surfaces de contact	70
2.4.1	Modélisation d'un contact multi-aspérité	70
2.4.2	Films isolants	72
2.5	Fluage des aspérités de contact	74
2.6	Effets perturbateurs	77
2.6.1	Effet de taille	77
2.6.2	Effet de peau	78
2.7	Conclusion	79
2.8	Références	79
3	Fiabilité des microcontacts	83
3.1	Mécanismes de défaillance	85
3.1.1	Mécanismes d'origine mécanique	85
3.1.2	Mécanismes d'origine thermoélectrique	91
3.1.3	Mécanisme d'origine chimique	105
3.1.4	Synthèse	111
3.2	Matériaux de contact	113
3.2.1	Études quasi-statiques des performances des matériaux de contact	115
3.2.2	Études dynamiques des performances des matériaux de contact	117
3.2.3	Synthèse	120
3.3	Références	121
4	Approche expérimentale	128
4.1	Banc de micro-flexion	129
4.1.1	Principe	129
4.1.2	Protocole expérimental	135
4.1.3	Vieillessement accéléré des contacts via le banc de micro-flexion	138
4.2	Véhicules de test	139
4.3	Validation de la méthodologie	143
4.3.1	Simulations éléments finis	143
4.3.2	Étude d'un cycle de commutation	150
4.4	Répétabilité des essais	154
4.5	Conclusion	158
4.6	Références	159
5	Comportement électromécanique des microcontacts	161
5.1	Résultats et analyses	162
5.1.1	Contacts monométalliques	163

5.1.2	<i>Contacts bimétalliques</i>	170
5.2	Discussion	173
5.3	Conclusion	177
5.3.1	<i>Contacts monométalliques</i>	177
5.3.2	<i>Contacts bimétalliques</i>	178
5.4	Références	178
6	Échauffement des microcontacts.....	180
6.1	Calcul de la température maximale dans les jonctions	181
6.1.1	<i>Contacts monométalliques</i>	182
6.1.2	<i>Contacts bimétalliques</i>	184
6.1.3	<i>Conclusion</i>	186
6.2	Prise en compte du transport balistique dans le calcul de la température de contact....	187
6.2.1	<i>Contacts monométalliques</i>	188
6.2.2	<i>Contacts bimétalliques</i>	190
6.2.3	<i>Conclusion</i>	192
6.3	Localisation de l'isotherme maximal et température à l'interface de contact	193
6.3.1	<i>Modélisation analytique</i>	193
6.3.2	<i>Résultats et analyses</i>	197
6.3.3	<i>Discussion</i>	201
6.4	Conclusion	202
6.5	Références.....	203
7	Impact de l'échauffement sur la fiabilité des microcontacts.....	205
7.1	Déformation thermomécanique à l'interface de contact	206
7.2	Phénomènes de fluage à la fermeture du contact.....	208
7.3	Phénomènes d'adhésion à l'ouverture du contact	213
7.4	Essais d'endurance	218
7.4.1	<i>Contacts monométalliques</i>	218
7.4.2	<i>Contacts bimétalliques</i>	221
7.5	Synthèse	223
7.5.1	<i>Contacts monométalliques</i>	223
7.5.2	<i>Contacts bimétalliques</i>	226
7.6	Conclusion	229
7.7	Références.....	231
	Conclusion générale.....	232

Liste des publications	238
Annexes.....	241
Annexe 1 – Banc de test d’endurance	242
Annexes 2 - Caractérisation de micro-interrupteurs commerciaux	245
A.2.1 Radant MEMS RMI 2004	245
A.2.2 Teravicta.....	251
A.2.3 Conclusion	258
A.2.4 Références	258
Résumé.....	259

LISTE DES FIGURES

Figure 1 – Image MEB d’un démonstrateur technologique en silicium baptisé « nanoguitar » réalisé en 1997 à Ithaca au sein de la Cornell Nanofabrication Facility [2]	30
Figure 2 – Réalisation à l’université de Berkeley par R. Müller du premier micromoteur MEMS sur silicium en 1989 [3].....	31
Figure 3 – (a) Schéma descriptif d’une tête d’impression jet d’encre (b) photographie d’un accéléromètre d’Analog Device (c) image MEB d’une matrice de micro-miroirs.....	32
Figure 4 – Marché du MEMS en volume [4]	33
Figure 5 – Schéma de fonctionnement des micro-interrupteurs série résistif et capacitif parallèle [5].....	34
Figure 6 – a) Photographie du micro-interrupteur capacitif de Raytheon b) Schémas des différentes étapes de fabrication du dispositif [8].....	34
Figure 7 – a) Photographie du micro-interrupteur ohmique du LETI (configuration perpendiculaire) [11] b) Image MEB du micro-interrupteur ohmique de Radant (configuration parallèle).....	36
Figure 8 – Etapes de fabrication d’une poutre encastrée-libre avec micro-usinage de surface [5] .	37
Figure 9 - Principe de l’actionnement électrostatique	38
Figure 10 - Principe de l’actionnement magnétostatique	39
Figure 11 - Principe de l’actionnement thermique.....	40
Figure 12 – Expansions du volume du marché des MEMS RF jusqu’en 2014 [17]	42
Figure 13 – Courbe de tendance des MEMS RF en terme de visibilité sur le marché [17][20].....	43
Figure 14 – Schéma d’un interrupteur MEMS intégré sur un CMOS [26]	46
Figure 15 – Origines des modes de défaillances d’un micro-interrupteur MEMS	49
Figure 16 – Synthèses des différentes défaillances observées sur les micro-interrupteurs MEMS limitant la durée de vie du composant.....	52
Figure 17 – Schéma en coupe de l’aire apparente d’un microcontact.....	58
Figure 18 – Schéma représentant les paramètres influents sur le comportement du microcontact	60
Figure 19 – Courbe typique contrainte / déformation d’un métal.....	62
Figure 20 - Déformation d’une aspérité en contact	63

Figure 21 – Schéma de l'écrasement d'une aspérité.....	64
Figure 22 - Schéma de la constriction à l'interface de contact.....	67
Figure 23 - Transport des électrons dans la constriction (a) diffusif (b) balistique	67
Figure 24: Illustration de la fonction d'interpolation ΓK en fonction du nombre de Knudsen.....	70
Figure 25 – Reconstitution 3D d'une vue profilométrique d'un contact initial en or pulvérisé.....	71
Figure 26 – Modèle du rayon de contact effectif pour un contact avec plusieurs aspérités	71
Figure 27 – Diagramme énergétique correspondant à la situation d'un film isolant entre deux électrodes métalliques [1]	73
Figure 28 – Distribution du flux de courant à l'interface de contact en présence de films isolants [5]	74
Figure 29 - Evolution de la résistance de contact pour un contact Au/Au en fonction du temps [27]	75
Figure 30 - Schéma d'une aspérité soumise au phénomène de fluage [27]	75
Figure 31 – Augmentation du nombre d'aspérités de contact à force maximale [26]	76
Figure 32 – Comparaison de l'évolution du rayon de contact effectif avec un modèle purement plastique [32]	77
Figure 33 – Effet de peau dans une constriction métallique [36]	78
Figure 34 – Courbe typique de l'évolution de la résistance de contact en fonction du nombre de cycles.....	84
Figure 35 – Évolution de la résistance de contact en fonction du nombre de cycles pour 7 micro-interrupteurs (contact Au/Au) [1]	85
Figure 36 – Erosion d'une surface de contact en or a) plot de contact non-testé b) plot de contact testé pendant 1000 cycles de 200 μ N [4].....	86
Figure 37 - Résistance d'un contact Au en fonction du nombre de cycles avec un pulse de tension appliqué au 100 ^{ème} cycle [5]	87
Figure 38 – a) Images TEM d'un processus d'approche-contact-décharge-fracture de nano aspérités Au/Au b) Schéma du processus observé par TEM [9].....	89
Figure 39 – Transfert de matière par soudure froide en surface d'une électrode de contact.....	89
Figure 40 – Evolution de la résistance de contact et de la force d'adhésion en fonction du nombre de cycles sur un contact Au/Pt [14]	90

Figure 41 – Evolution de la force d’adhésion en fonction du nombre de cycles pour un contact Au/Au [16].....	91
Figure 42 – Défaillance d’un microcontact causée par le passage du courant a) contact fixe b) contact mobile	92
Figure 43 – Image réalisée par caméra thermique sur un micro-interrupteur du LETI montrant l’échauffement localisé lors du passage du courant	92
Figure 44 – Simulation de l’échauffement d’un microcontact [17].....	93
Figure 45 – Schéma représentant des équipotentiels et Isothermes sur un contact	94
Figure 46 – Evolution de la résistance de contact d’un micro-interrupteur avec un contact Au/Au en fonction du nombre de cycles à température ambiante et chauffé à 80°C par une plaque chauffante [22]	97
Figure 47 – Résistance de contact en fonction de l’aire de contact à différents niveaux de courant pour un contact Au/Au [25].....	98
Figure 48 – Image AFM de microcontacts illustrant le transfert de matière entre les électrodes après 3600 cycles à 6V et 1mA [30].....	100
Figure 49 – Amplification du champ local à l’interface de contact	101
Figure 50 – Rupture de la loi de Paschen pour des faibles distances entre les électrodes [42]	102
Figure 51 – Transfert de matière entre microélectrodes attribué à la présence d’arc à l’ouverture	104
Figure 52 – Image MEB en coupe d’un microcontact métallique ayant subi une décharge électrostatique.....	105
Figure 53 – Résistance de contact en fonction du niveau de contamination de résidus organiques déterminé par spectroscopie Auger [50].....	106
Figure 54 – Résistance de contact en fonction du nombre de cycles pour 3 contacts Ru/Ru et un contact Ru/Ru avec 250 nm de RuO ₂ déposé sur la surface de contact [4].....	108
Figure 55 – Résistance de contact en fonction du nombre de cycles pour différents niveaux de courants et différents environnements gazeux sur un contact Au/Pt [49].....	109
Figure 56 – Résistance de contact en fonction du nombre de cycles avec une augmentation ponctuelle de la force de contact entre les cycles 198-208 à 1mN alors que la force de contact est de 150µN pour les autres cycles (contact Au/Pt) [49].....	110
Figure 57 – Ruptures partielles de films isolants dues aux contraintes de cisaillement à la surface de contact [56].....	110

Figure 58 – Durée de vie d’un micro-interrupteur en fonction du courant traversant le contact [57]	111
Figure 59 – Balance représentant le compromis dans le choix du matériau de contact entre performance et fiabilité.....	114
Figure 60 - Résistance de contact mesurée pour des contacts Au, AuNi ₅ et Rh en fonction de la force appliquée [65]	116
Figure 61 - Résistance de contact en fonction du nombre de cycles pour des contacts en Au, AuPd, Au/AuPt et AuPtCu [64].....	117
Figure 62 - Résistance de contact en fonction du nombre de cycles pour différents matériaux de contact [6].....	119
Figure 63 - Schéma de principe de la caractérisation d'un contact électrique en utilisant une électrode mobile a) montée sur la colonne d'un nanoindenteur et un dépôt pleine plaque [1] b) montée sur un actionneur piézoélectrique [2][3] c) sur une pointe AFM [4].....	129
Figure 64 - Nanoindenteur du laboratoire CNES / NOVAMEMS	131
Figure 65 - Scan réalisé avec un nanoindenteur sur un pont en or pour localiser le point d'application de la charge avant l'essai.....	132
Figure 66 - Principe de fonctionnement du banc de micro-flexion réalisé à partir d'un nanoindenteur couplé à des mesures électriques	133
Figure 67 – Puce de véhicules de test reportée sur un PCB (Printed Circuit Board)	134
Figure 68 – Evolution du niveau de contamination par rapport à une surface d'or vierge de pollution (mesure réalisée en spectroscopie Auger) en fonction du temps d'exposition et du transport des composants [13].....	138
Figure 69 – Schéma en vue de tranche et en vue de dessus des véhicules de test	140
Figure 70 - Principe de la mesure électrique de la résistance de contact en mode barreaux croisés	140
Figure 71 – Photographie MEB des véhicules de test du LETI	142
Figure 72 – Schéma de la structure de test faisant apparaître les principales dimensions	143
Figure 73 – Superposition des points expérimentaux et de la loi Ramberg-Osgood associé sur une éprouvette en or ECD - 5 µm d'épaisseur [26]	144
Figure 74 – Répartition de la contrainte verticale induite dans le pont et dans le plot de contact a) pour une force d'actionnement ponctuelle, b) pour un actionnement électrostatique. L'échelle colorimétrique indique le niveau de contrainte vertical (S _v) en MPa.....	146

Figure 75 - Contraintes verticales introduites a) avec pointe sphérique b) avec pointe Berkovitch	148
Figure 76 - Déformations plastiques introduites a) avec pointe sphérique b) avec pointe Berkovitch	149
Figure 77 – Image SEM de la pointe sphérique utilisée.....	150
Figure 78 – Mesure de la force de contact et de la raideur de contact en fonction du temps. Cycle de commutation typique réalisé avec le banc de micro-flexion sur un microcontact Au/Au .	151
Figure 79 – Mesure de la résistance de contact normalisée et de la raideur de contact en fonction de la force de contact. Cycle de commutation typique réalisé avec le banc de micro-flexion sur un microcontact Au/Au	153
Figure 80 – Résistance de contact moyenne en fonction de la force de contact sur 10 cycles de commutation	156
Figure 81 – Modélisation de la résistance de contact en fonction de la force de contact.....	157
Figure 82 – Synoptique d’un essai de micro-flexion.....	158
Figure 83 – Evolution de la résistance de contact en fonction de la force appliquée à différents niveaux de courant sur un contact Au/Au.....	164
Figure 84 – Evolution du paramètre x en fonction du niveau de courant pour un contact Au/Au contact	165
Figure 85 – Evolution de la résistance de contact en fonction de la force appliquée à différents niveaux de courant sur un contact Ru/Ru	166
Figure 86 – Evolution du paramètre x en fonction du niveau de courant pour le contact Ru/Ru ..	167
Figure 87 – Evolution de la résistance de contact en fonction de la force appliquée à différents niveaux de courant sur un contact Rh/Rh	168
Figure 88 – Evolution de la résistance de contact minimale en fonction du niveaux de courant pour les contacts Au/Au, Rh/Rh et Ru/Ru.....	169
Figure 89 – Evolution de la résistance de contact en fonction de la force appliquée à différents niveaux de courant sur un contact Au/Ru	170
Figure 90 – Evolution du paramètre x en fonction du niveau de courant pour le contact Au/Ru ..	171
Figure 91 – Evolution de la résistance de contact en fonction de la force appliquée à différents niveaux de courant sur un contact Au/Ni.....	172
Figure 92 – Evolution de la résistance de contact minimale en fonction du niveau de courant pour les contacts Au/Ru et Au/Ni	172

Figure 93 – Schéma représentant l'influence de la dureté dans la déformation des aires de contact à faible courant.....	174
Figure 94 – Calcul de la pression de contact à partir d'une courbe « Rc vs Fc » pour un contact Au/Au ($I = 50 \text{ mA} / U = 1 \text{ V}$)	175
Figure 95 – Schéma du contact entre les aspérités du matériau 1 et matériau 2 ($H_{\text{matériau 1}} \gg H_{\text{matériau 2}}$).....	176
Figure 96 - Evolution de la résistance de contact en fonction de la force appliquée à 1 mA et 100 mA sur les contacts Au/Au, Au/Ru, Ru/Ru, Rh/Rh, et Au/Ni.....	177
Figure 97 - Evolution de la température de contact en fonction du courant dans le contact Au/Au à charge maximale ($F_C = 143 \mu\text{N}$).....	182
Figure 98 - Evolution de la température de contact en fonction du courant dans le contact Ru/Ru à charge maximale ($F_C = 200 \mu\text{N}$).....	183
Figure 99 - Evolution de la température de contact en fonction du courant dans le contact Rh/Rh à charge maximale ($F_C = 500 \mu\text{N}$).....	184
Figure 100 - Evolution de la température de contact en fonction du courant dans le contact Au/Ru à charge maximale ($F_C = 145 \mu\text{N}$).....	185
Figure 101 - Evolution de la température de contact en fonction du courant dans le contact Au/Ni à charge maximale ($F_C = 250 \mu\text{N}$).....	186
Figure 102 – Températures maximales dans les contacts Au/Au, Ru/Ru et Rh/Rh en fonction du niveau de courant dans le cas de la théorie classique et en incluant l'influence du transport balistique des électrons.....	189
Figure 103 – Températures maximales dans les contacts Au/Ru et Au/Ni en fonction du niveau de courant dans le cas de la théorie classique et en incluant l'influence du transport balistique des électrons.....	191
Figure 104 – Etat des bandes de conduction dans une jonction entre deux métaux M1 et M2 a) avant contact et b) après contact où ζ_{M1} et ζ_{M2} correspondent respectivement à la hauteur du niveau de Fermi par rapport à la limite basse de la bande de conduction	194
Figure 105 - Schéma illustrant la distribution de température a) dans un contact monométallique b) dans un contact bimétallique entre deux métaux M1 et M2 avec des résistivités et des duretés différentes ($H_{\text{metal2}} \gg H_{\text{metal1}}$ and $\rho_{\text{metal2}} \gg \rho_{\text{metal1}}$)	196
Figure 106 Localisation de l'isotherme maximale dans le ruthénium et le nickel par rapport à l'interface de contact en fonction de l'isotherme maximale et de la température à l'interface de contact pour les couples Au/Ru et Au/Ni	198

Figure 107 – Localisation de l'isotherme maximale dans le ruthénium et le nickel par rapport à l'interface de contact en fonction de l'isotherme maximale et de la température à l'interface de contact pour les couples Au/Ru et Au/Ni	200
Figure 108 – Schéma représentant le rôle de l'oxyde dans la conduction thermique dans un contact métal 1/métal 2	202
Figure 109 – Évolution de la résistance de contact en fonction de la tension aux bornes d'un contact Au/Au sous une charge constante de 150 μ N. La température calculée à l'interface du contact est également reportée sur ce graphique.	207
Figure 110 - Reconstitution 3D de relevé AFM réalisé sur (a) un plot de contact non testé et (b) après test (scan range 4x4 μ m ²).....	208
Figure 111 – Mesure de la rugosité par relevé AFM réalisé sur (a) un plot de contact non testé ($R_a = 18.1$ nm et $R_{MAX} = 114$ nm) et (b) après test ($R_a = 13.8$ nm and $R_{MAX} = 90.0$ nm) sur un contact Au/Au (scan range 4x4 μ m ²)	208
Figure 112 – Variation de la résistance de contact à force maximale durant le plateau de maintien ($t = 40$ s) pour les contacts a) Au/Au, b) Ru/Ru, et c) Rh/Rh	210
Figure 113 – Variation de la résistance de contact à force maximale durant le plateau de maintien ($t=40s$) pour les contacts a) Au/Ru, et b) Au/Ni	212
Figure 114 – Force d'adhésion à l'ouverture en fonction du courant traversant les contacts a) Au/Au, b) Ru/Ru, c) Rh/Rh	214
Figure 115 – Aire de contact effective à charge maximale en fonction du courant traversant les contacts Au/Au, Ru/Ru et Rh/Rh	215
Figure 116 – Force d'adhésion à l'ouverture en fonction du courant traversant les contacts a) Au/Ru et b) Au/Ni	217
Figure 117 – Test d'endurance réalisé au nanoindenteur sur le contact Au/Au en source de tension pour $V_c = 1$ mV et $V_c = 80$ mV	219
Figure 118 – Test d'endurance réalisé au nanoindenteur sur le contact Ru/Ru en source de tension pour $V_c = 1$ mV et $V_c = 200$ mV	220
Figure 119 – Test d'endurance réalisé au nanoindenteur sur le contact Au/Ru en source de tension pour $V_c = 1$ mV et $V_c = 120$ mV	222
Figure 120 – Test d'endurance réalisé au nanoindenteur sur le contact Au/Ni en source de tension pour $V_c = 1$ mV et $V_c = 120$ mV	223
Figure 121 - Schéma en coupe d'un contact monométallique selon 3 cas dépendant de la température à l'interface de contact	225

Figure 122 - Schéma en coupe d'un contact bimétallique selon 3 cas dépendant de la température à l'interface de contact.....	228
Figure 123 – Schéma de principe.....	242
Figure 124 – Commutation à chaud.....	243
Figure 125 – Commutation à froid.....	243
Figure 126 – Commutation exclusivement mécanique.....	244
Figure 127 – Séquence de test en « cold switching » avec 1 mesure de résistance tous les 100 cycles.....	244
Figure 128 – Image MEB du composant RMI 2004 de Radant.....	245
Figure 129 – Images MEB a) du contact mobile b) vue en coupe des électrodes fixes et mobiles après une micro-section réalisée au FIB (Focused Ion Beam).....	246
Figure 130 – Evolution de la résistance de contact sur 1 million de cycles.....	247
Figure 131 – Mesure de la raideur harmonique en fonction du déplacement de la pointe.....	248
Figure 132 – Evolution de la résistance de contact en fonction de la force appliquée par la pointe sur 5 tests successifs.....	250
Figure 133 – a) Vue globale de la puce après avoir retirée le capot de scellement hermétique b) Vue détaillée d'une membrane du composant.....	252
Figure 134 – Contacts en rhodium en or – électrodes fixes.....	252
Figure 135 – Contacts en rhodium en or – électrodes mobiles.....	253
Figure 136 – Evolution of the contact resistance for 1 million cycles.....	254
Figure 137 – Evolution de la raideur harmonique en fonction du déplacement de la pointe.....	255
Figure 138 – Différence de hauteur entre le contact 3 (AuNi) et le contact 2 (Rh).....	256
Figure 139 – Dynamique de l'actionnement.....	256
Figure 140 – Résistance de contact moyenne en fonction de la force appliquée sur 5 essais identiques, les barres d'erreur représentent l'écart type des mesures lors des 5 essais.....	257

LISTE DES TABLEAUX

Tableau 1– Comparaison des performances des différentes technologies de commutation [9][21][22][23][24].....	44
Tableau 2– Comparaison de différents micro-interrupteurs à contact métal/métal [10][21][29][30][31][32][33].....	47
Tableau 3 - Tableau comparatif des macro- et micro-interrupteurs [1][2][3][4][5][6]	57
Tableau 4 - Paramètres d'entrée et de sortie du banc de micro-flexion.....	134
Tableau 5 – Comparaison entre les différents matériaux de contact utilisés	141
Tableau 6 – Épaisseurs des différents revêtements de contact pour chaque structure de test.....	142
Tableau 7 – Dimensions de la structure de test utilisée lors des simulations	143
Tableau 8 – Propriétés mécaniques utilisées pour l'or dans les simulations	144
Tableau 9 – Paramètres d'entrée de l'essai.....	151
Tableau 10 – Paramètres d'entrée de l'essai.....	155
Tableau 11 – Paramètres d'entrée des essais	163
Tableau 12 – Tableau comparatif du calcul des températures de ramollissement calculées selon le modèle classique et le modèle de Jensen	190
Tableau 13 - Pouvoirs thermoélectriques absolus des différents matériaux de contact [7]	195
Tableau 14 - Courant de stabilisation du phénomène de fluage pour les contacts monométalliques	211
Tableau 15 – Energie de surface des différents matériaux de contact	216
Tableau 16 – Paramètres d'entrée du test	219
Tableau 17 – Paramètres d'entrée du test	221
Tableau 18 – Températures dans les contacts Au/Ru et Au/Ni pour différents niveaux de tension imposés.....	223
Tableau 19 – Paramètres d'entrée du test	250
Tableau 20 – Paramètres d'entrée du test	257

ABBREVIATIONS

AFM – *Atomic Force Microscopy*

ANR – Agence Nationale de la Recherche

CNES - Centre National des Etudes Spatiales

CSM - *Controlled Stiffness Modulus*

DC - *Direct Current*

DCM - *Dynamic Contact Module*

DRIE - Acronyme anglophone pour *Deep Reactive-Ion Etching* (Gravure ionique réactive profonde)

EDX - *Energy-Dispersive X-ray*

ESD - *Electro-Static Discharge*

FET - *Field Effect Transistor*

FIB - *Focused Ion Beam*

GBF – Générateur Basses Fréquences

GND - *Ground*

LAAS CNRS - Laboratoire d'Analyse et d'Architecture des Systèmes du Centre National de la Recherche Scientifique

MEB – Microscope Électronique à Balayage

MEMS - *Micro- Electro- Mechanical System*

MNT – Micro et Nano Technologies

MWCNT – *Multi Walled Carbon Nanotubes*

PIN - *Positive Intrinsic Negative*

RF – *Radio Frequency*

SIMS - *Secondary Ion Mass Spectrometry*

SPDT - *Single Pole Double-Throw*

SPST - *Single Pole Single-Throw*

X-EDS - *X-Ray Energy Dispersive Spectrometry*

SYMBOLES

a	Rayon de contact (m)
A_c	Aire de contact (m ²)
d	Déformation vertical de l'aspérité (m)
d_c	Déformation normale critique (m)
E	Module d'élasticité (Pa)
E'	Module de Hertz (Pa)
E	Champ électrique (V.m ⁻¹)
E_F	Energie de Fermi (J)
f	Fréquence du signal électrique (Hz)
$f \pm E$	Probabilité d'occupation du niveau par des électrons (grandeur adimensionnelle)
F	Force (N)
F_{ad}	Force adhésive entre deux contacts à la décharge (N)
F_c	Force de contact (N)
h	Longueur initiale de l'aspérité (m)
H	Dureté des matériaux (Pa)
I_c	Courant traversant le contact (A)
J	Densité de courant (A.m ⁻²)
k	Raideur mécanique du contact (N.m ⁻¹)
k_B	Constante de Boltzmann (J.K ⁻¹)
K	Nombre de Knudsen (grandeur adimensionnelle)
K_H	Coefficient de dureté des métaux au début de la déformation de la zone plastique (grandeur adimensionnelle)
K_y	Coefficient d'élasticité des métaux (grandeur adimensionnelle)
l_e	Libre parcours moyen des électrons (m)
N	Nombre aspérités (grandeur adimensionnelle)

P_e	Pression électrostatique (N.m^{-2})
Q_c	Energie d'activation pour le fluage (J)
R	Rayon de courbure de l'aspérité (m)
R_a	Rayon apparent globale du contact (m)
R_f	Résistance électrique du film isolant (Ω)
Rh	Taux d'humidité (%)
R_M	Résistance de Maxwell (Ω)
R_S	Résistance de Sharvin (Ω)
R_W	Résistance de Wexler (Ω)
t	Epaisseur du film isolant (Ω)
T	Température absolue (K)
T_c	Température de contact ($^{\circ}\text{C}$)
V	Différence de potentiel électrique (V)
V_c	Tension aux bornes du contact (V)
W_e	Energie totale des électrons (J)
β	Angle entre le plan de surface et le bord de l'aspérité dans un contact (degré)
γ	Energie des surfaces (J.m^{-2})
Γ	Fonction d'interpolation Gamma (grandeur adimensionnelle)
δ	Profondeur de pénétration électromagnétique du signal dans le conducteur (m)
ε	Déformation (grandeur adimensionnelle)
θ_0	Résistivité électrique superficielle d'effet tunnel ($\Omega.\text{m}^2$)
μ_0	Perméabilité magnétique du vide ($\text{kg.m.A}^{-2}.\text{s}^{-2}$)
ν	Coefficient de Poisson (grandeur adimensionnelle)
ρ	Résistivité électrique ($\Omega.\text{m}$)
σ	Contrainte mécanique (N)
σ_e	Conductivité électrique des matériaux de contact (S.m^{-1})

σ_p	Seuil de plasticité (Pa)
σ_t	Conductivité thermique ($\text{W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$)
σ_y	Limite d'élasticité (Pa)
φ	Susceptibilité magnétique (grandeur adimensionnelle)

Introduction générale

Ces vingt dernières années, d'importants efforts de recherche dans le domaine des micro- et nanotechnologies (MNT) ont permis l'essor de nouveaux composants MEMS (acronyme anglophone pour *Micro- Electro- Mechanical System*), en particulier à destination des applications micro-ondes. Les micro-interrupteurs MEMS ont reçu une attention spéciale de la communauté scientifique de par le gain significatif de performance de ces composants en comparaison avec les systèmes actuels de commutation électromécanique et semi-conducteur. Ces composants sont donc devenus très attractifs pour de nombreuses applications commerciales et militaires, notamment en raison de la facilité d'intégration de ces microsystèmes à d'autres composants issus de la filière microélectronique.

Le potentiel considérable de cette technologie a poussé les équipes de recherche à envisager les micro-interrupteurs comme technologie de substitution aux systèmes de commutation actuels pour les applications faibles à moyennes puissances. Cependant, les interrupteurs MEMS n'ont pas encore atteint un niveau de fiabilité convenable pour entrer en phase d'industrialisation avancée. Le fossé demeure encore important entre la fabrication de prototype et le niveau de fiabilité requis pour voir se généraliser l'apparition des micro-interrupteurs sur le marché civil ou militaire.

Ces travaux de thèse, réalisés sous la direction de Robert Plana et Xavier Lafontan, émanent de la mise en place d'une plateforme commune de caractérisation des microsystèmes, entre l'entreprise NOVA MEMS et le LAAS-CNRS (Laboratoire d'Analyse et d'Architecture des Systèmes du Centre National de la Recherche Scientifique). La création de cette thèse sur la fiabilisation de la filière micro-interrupteurs à contact ohmique s'inscrit également dans la stratégie de développement du laboratoire d'expertise et d'assurance qualité (DCT/AQ/LE) du CNES au sein duquel NOVA MEMS partage ses activités de Recherche et Développement, notamment sur les plateformes de micro-analyses et de micro-caractérisations. En effet, le CNES s'attelle depuis une dizaine d'années à la mise en place de moyens de caractérisation des microsystèmes en vue de la fiabilisation de ces composants pour des applications spatiales futures.

Un interrupteur MEMS à contact ohmique est principalement constitué d'une partie mobile pouvant être figée selon deux positions distinctes, et trois électrodes terminales qui, par analogie avec les transistors à effet de champ, peuvent être comparées à la source, la grille et le drain. La commande de ce composant, que l'on appellera dans ce cas la tension d'actionnement, est réalisée entre la grille et la source. Lorsque le composant est à l'état OFF, si le champ électrique généré par la commande dépasse une certaine valeur, la partie mobile va basculer dans une

seconde position, permettant de commuter le signal : le micro-interrupteur sera à l'état ON. Ainsi, les électrons pourront traverser le composant de la source vers le drain. Le passage des électrons est réalisé à travers un contact ohmique entre deux microélectrodes métalliques et dépend donc de la résistance de contact entre ces deux entités métalliques.

Les principales défaillances durant le fonctionnement du composant se traduisent soit par l'augmentation de la résistance de contact en fonction du nombre de cycles, allant jusqu'à atteindre une résistance infinie, soit par le collage irrémédiable des deux électrodes de contact, annihilant la commande du composant. Ces deux phénomènes limitent sévèrement la durée de vie du micro-interrupteur. Le nombre de commutation maximal reste ainsi limité par rapport à ses homologues issus des technologies alternatives. La fiabilité du microcontact électrique, permettant le transport du courant, demeure ainsi le point critique pour le développement d'une application commerciale à succès. En raison des forces de contact bien souvent très faibles, les aires de contact mécaniques et électriques effectives sont extrêmement réduites et les températures à l'interface de contact relativement élevées. De surcroît, les propriétés des surfaces des microélectrodes se dégradent au cours des cycles de commutation du composant. L'étude du microcontact électrique devient donc primordiale pour caractériser son comportement électromécanique ainsi que la physique associée.

C'est pourquoi de nouvelles techniques de caractérisation du microcontact ont été développées durant cette thèse afin d'étudier l'évolution de la résistance de contact en fonction de la force appliquée et du nombre de cycles. Ces techniques de caractérisation vont nous permettre d'analyser le comportement électromécanique et électrothermique du microcontact et de proposer des modèles décrivant de tels comportements. Une approche physique a été choisie afin de comprendre l'origine des mécanismes de défaillance observés.

L'originalité des travaux réalisés dans cette thèse réside dans l'étude de la température à l'interface de contact, considérée ici comme le principal vecteur de défaillance dans les contacts des micro-interrupteurs ohmiques. En effet, très peu d'études ont été publiées sur l'échauffement des microcontacts. Pourtant, la hausse de la température de contact va engendrer les principaux mécanismes de défaillance du microcontact, à savoir l'adhésion des deux électrodes, le transfert de matière et la croissance de films isolants en surface du contact. Plusieurs types de contact seront étudiés afin d'accroître la compréhension des phénomènes physiques à l'origine des

défaillances, pour finalement proposer une configuration fiable, fonctionnant correctement en dépit des contraintes thermiques à l'interface de contact.

Tout d'abord, nous allons préciser le contexte de ces travaux dans le premier chapitre, à travers un tour d'horizon des technologies microsystèmes et du marché qui leur est associé. Nous nous intéresserons plus particulièrement aux micro-interrupteurs en décrivant la fabrication et le principe de fonctionnement de ces composants, ainsi que les différentes configurations existantes et les applications potentielles de cette technologie. Après avoir discuté de la fiabilité de ces systèmes, nous justifierons les objectifs de ces travaux de thèse.

Ensuite, nous présenterons dans le deuxième chapitre l'état de l'art de la théorie du microcontact en précisant les spécificités de cette dernière par rapport à son homologue macroscopique. Nous étudierons la mécanique associée, ainsi que les différents modèles permettant de calculer la résistance de contact à la jonction entre les deux microélectrodes. Nous verrons également l'importance du choix des matériaux de contact en fonction des propriétés électriques, mécaniques et thermiques de ces derniers.

Le troisième chapitre sera consacré aux différents mécanismes de défaillance pouvant survenir à l'interface de contact durant le fonctionnement du composant. Ces mécanismes seront répertoriés selon trois catégories, à savoir ceux d'origine mécanique, thermoélectrique et chimique.

L'objet du quatrième chapitre sera de décrire et justifier l'approche expérimentale retenue pour cette étude, compte tenu des éléments étudiés dans les chapitres précédents. Nous présenterons ainsi les différents bancs de test réalisés et les structures de test associées, ainsi que des modélisations par éléments finis des essais mis en place.

Après avoir validé la méthodologie et la reproductibilité des essais, nous présenterons dans le cinquième chapitre les différents résultats obtenus sur des microcontacts de différentes configurations (monométalliques et bimétalliques), constitués de divers matériaux, à savoir : l'or, le ruthénium, le rhodium et le nickel. Ces essais se sont focalisés sur l'étude du comportement électromécanique des différentes configurations du contact en fonction du niveau d'intensité du courant.

Ensuite, nous étudierons l'évolution de la température à l'interface de contact lors des tests réalisés dans le précédent chapitre. A travers ce sixième chapitre dédié à l'échauffement du

microcontact, nous analyserons les comportements distincts observés en fonction de la configuration monométallique ou bimétallique du microcontact. En effet, nous verrons notamment que la localisation de l'isotherme maximale diffère en fonction de la configuration du contact. Ces résultats seront exploités et discutés à travers différents modèles permettant d'expliquer les résultats du chapitre 5, tout en considérant le mode de transport des électrons dans la jonction.

Enfin, le septième chapitre sera consacré à l'impact des échauffements dans les jonctions métalliques sur la fiabilité du microcontact à travers l'étude des phénomènes de fluage à la fermeture du contact et d'adhésion à l'ouverture du contact. Des tests d'endurance seront également effectués en fixant la température à l'interface de contact. Nous concluons en proposant une configuration de contact fiable permettant de prolonger la durée de vie des micro-interrupteurs MEMS.

Chapitre 1 – Contexte de l'étude

1.1 MICRO ET NANO TECHNOLOGIES

En 1959, Feynman donnait une conférence qui s'intitulait « *There's Plenty of Room at the Bottom* » à la Société Américaine de Physique, dans laquelle il évoquait un domaine de recherche possible encore peu exploré : l'infiniment petit. Il envisageait, pour la première fois dans l'histoire, la manipulation des atomes à l'aide d'outils permettant la création de micro et nano systèmes [1]. Il précisa lors de sa présentation que le ratio volume/surface étant modifié, certaines forces négligeables à l'échelle macroscopique allaient prendre une importance particulière aux faibles échelles. Il cita comme exemple les forces de Van der Waals, dont l'influence deviendrait prédominante lorsque, à ces échelles, les effets de la gravité seraient négligeables. Ces problèmes, soulevés cinquante ans plus tôt, sont devenus aujourd'hui la préoccupation quotidienne de nombreux chercheurs et ingénieurs travaillant dans le domaine des microsystèmes. Ce discours visionnaire sur la miniaturisation des systèmes permit de faire émerger le concept des micro et nano technologies. L'apparition de la gravure anisotropique du silicium à la fin des années 60 permit de concevoir des démonstrateurs technologiques (cf. Figure 1) ainsi que les premiers systèmes décrits par Feynman sous la forme de MEMS, et dont les premiers prototypes émergèrent au début des années 70.

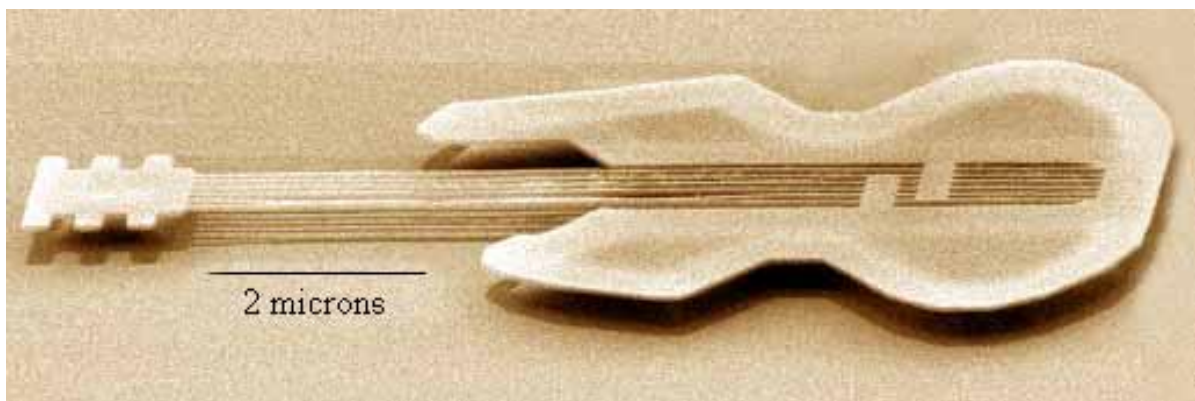


Figure 1 – Image MEB d'un démonstrateur technologique en silicium baptisé « nanoguitar » réalisé en 1997 à Ithaca au sein de la Cornell Nanofabrication Facility [2]

Les micro et nano technologies (MNT) connaissent aujourd'hui un essor important dans des domaines très variés (cf. Figure 2). En particulier, on observe le développement des filières de micro-interrupteurs dans le domaine des MEMS depuis une dizaine d'année. Ces composants sont destinés à des applications extrêmement diverses, tant par la nature des matériaux utilisés que

par le type d'actionnement de la structure mobile ou encore par la géométrie des structures mobiles et des contacts.

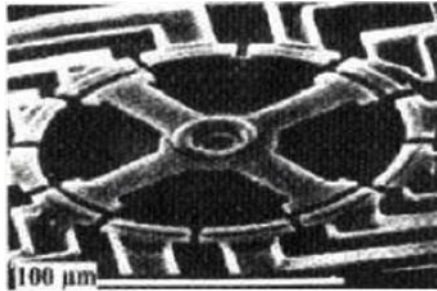


Figure 2 – Réalisation à l'université de Berkeley par R. Müller du premier micromoteur MEMS sur silicium en 1989 [3]

1.2 MARCHÉ DES MEMS

Les MEMS sont des systèmes intégrés combinant au minimum des composantes électriques et mécaniques avec au moins une dimension de l'ordre du micromètre. Les principales fonctions réalisées par ces systèmes sont de capter, d'actionner et/ou de contrôler leur environnement dans des domaines aussi différents que la mécanique, la fluidique, l'optique et l'électronique. Le champ d'application de ces MEMS est très large, allant de l'automobile aux télécommunications en passant par l'aéronautique, le spatial et les applications médicales ou grand public. Les bénéfices de ces microsystèmes en comparaison des systèmes macroscopiques résident dans les gains de taille, de coûts et de performances. Ces composants ont aujourd'hui une visibilité accrue sur le marché des capteurs et des actionneurs micrométriques. Cependant, les coûts et les durées de développement nécessaires pour atteindre un niveau de maturité suffisant sont généralement très élevés. Par exemple, il a fallu plus de 12 ans de R&D pour atteindre la commercialisation du vidéoprojecteur de Texas Instrument à base de MEMS !

A ce jour, les principales applications qui comportent des MEMS et ayant remporté des succès commerciaux sont (cf. Figure 3) :

- Les accéléromètres (déclencheurs d'airbag dans l'automobile, Smartphones, ou encore console de jeux vidéos),
- Les capteurs de pression MEMS à détection piézorésistive ou capacitive,
- Les têtes d'impression jet d'encre que l'on retrouve dans les imprimantes,
- Les matrices de micro-miroirs qui ont permis la miniaturisation et l'obtention de performances accrues des vidéoprojecteurs.

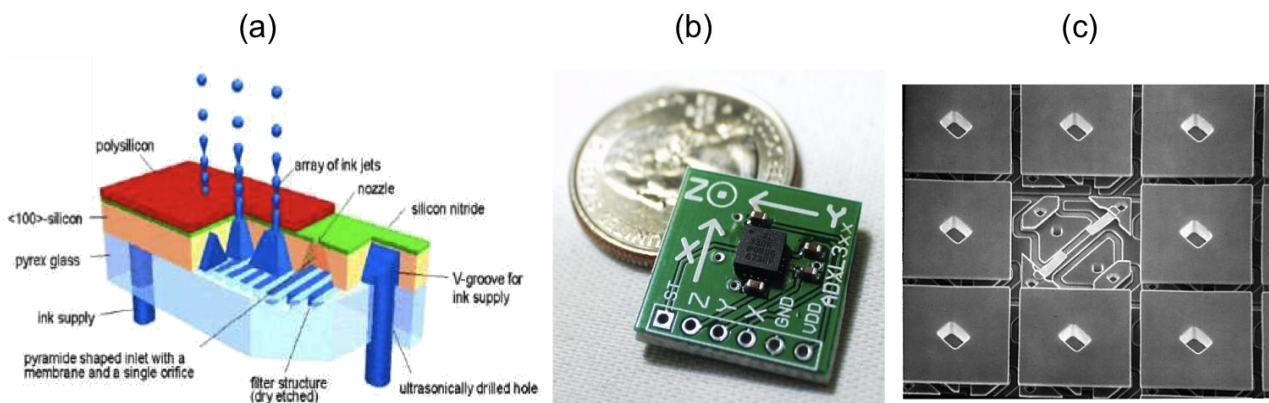


Figure 3 – (a) Schéma descriptif d'une tête d'impression jet d'encre (b) photographie d'un accéléromètre d'Analog Device (c) image MEB d'une matrice de micro-miroirs

On peut encore citer des applications telles que les têtes de lecture des disques durs, les micro-doseurs de médicaments, les gyroscopes MEMS, les microphones MEMS, les laboratoires sur puces ou encore de nombreux capteurs multiphysiques (humidité, gaz, etc.)

Comme nous pouvons l'observer sur la Figure 4, la part de marché des MEMS RF (*Radio Frequency*) est amenée à croître fortement ces prochaines années, notamment grâce au développement des micro-interrupteurs (cf. inclus dans la catégorie RF MEMS de la Figure 4).

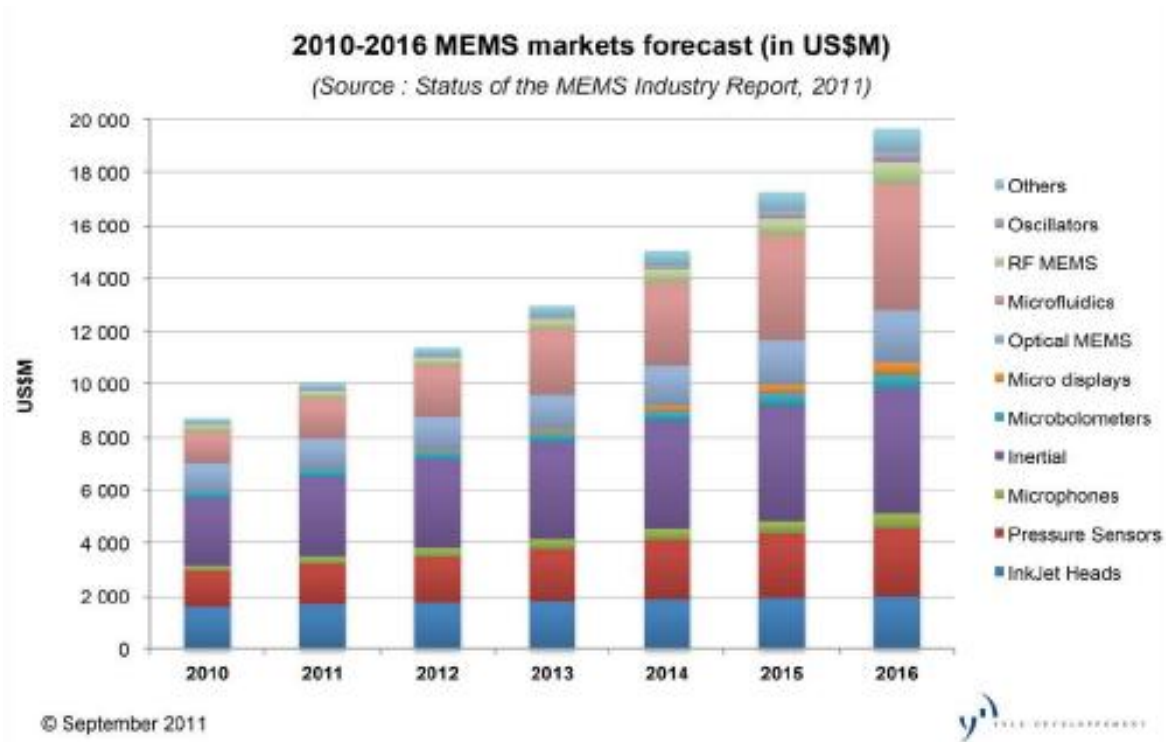


Figure 4 – Marché du MEMS en volume [4]

1.3 QU'EST CE QU'UN MICRO-INTERRUPTEUR ?

La fonction majeure d'un micro-interrupteur est la commutation d'un signal continu et/ou RF. Les états « ON » et « OFF » sont établis mécaniquement par le mouvement de parties suspendues. Différents types de micro-interrupteurs s'intègrent dans plusieurs systèmes afin de réaliser de nombreuses fonctions.

1.3.1 DIFFERENTS TYPES DE MICRO-INTERRUPTEURS

Il existe deux catégories de micro-interrupteurs : capacitifs et ohmiques. Ces deux types d'interrupteurs sont constitués d'une partie fixe et d'une partie mobile. Le contact ohmique ou capacitif est réalisé entre deux segments de la ligne de transfert du signal, on vient ainsi moduler l'état ON/OFF du signal (cf. Figure 5). Un système d'actionnement déplace la partie mobile qui peut relier (ou non) selon sa position les deux parties du contact, permettant ainsi le transport du courant (ou la coupure du signal).

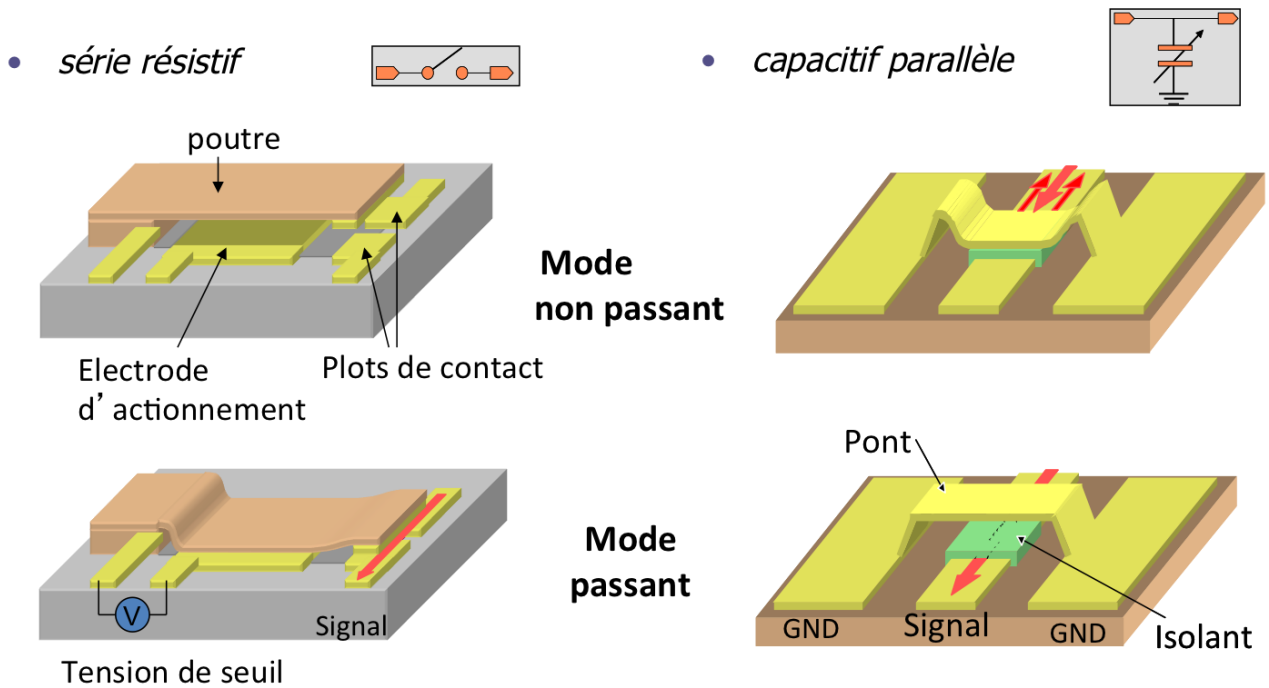


Figure 5 – Schéma de fonctionnement des micro-interrupteurs série résistif et capacitif parallèle [5]

- Micro-interrupteur de type capacitif

Le premier interrupteur capacitif commercialisé fut celui de Raytheon [6][7]. Cet interrupteur est conçu pour commuter un signal RF en court-circuit entre la ligne de signal et la masse grâce à une modulation de la capacité entre l'état ON et l'état OFF, faisant ainsi varier l'impédance (cf. Figure 6).

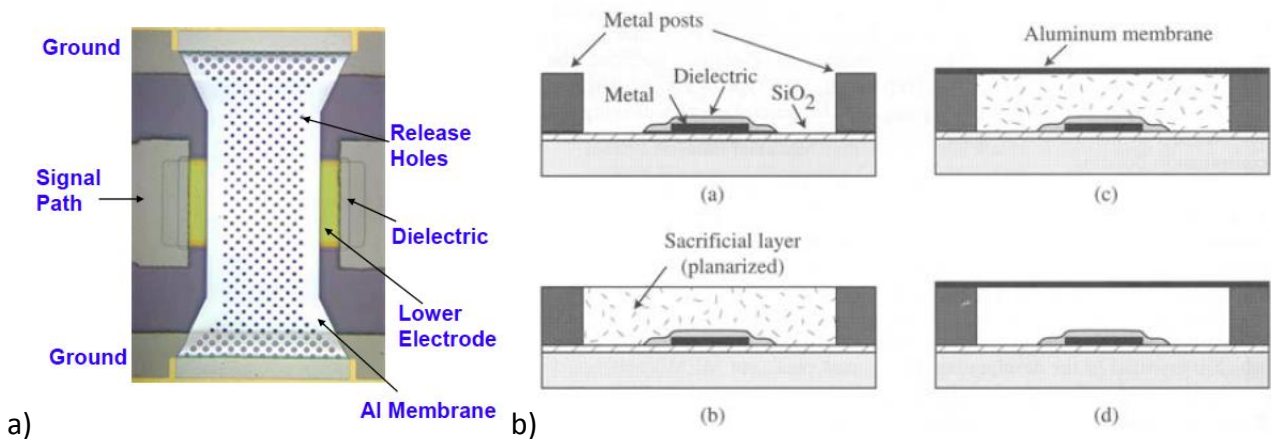


Figure 6 – a) Photographie du micro-interrupteur capacitif de Raytheon b) Schémas des différentes étapes de fabrication du dispositif [8]

Pour ce type d'interrupteur, le signal RF circule dans la ligne lorsque la membrane est à l'état haut, c'est à dire, lorsque l'interrupteur est ouvert. A l'état fermé, le contact est réalisé entre la membrane métallique et le diélectrique déposé sur l'électrode métallique d'actionnement. Ainsi, on crée un chemin de faible impédance pour le signal RF à travers la masse. Le signal est ainsi réfléchi et ne peut traverser la ligne. La gamme des signaux RF pour les interrupteurs MEMS capacitifs est typiquement de 2 GHz à 120 GHz, en fonction du ratio des capacités entre les deux états de commutation et du design RF [9].

- Micro-interrupteur de type ohmique

Le premier interrupteur ohmique commercialisé fut celui de la société Teravicta [10]. Ce type d'interrupteur est conçu pour commuter un signal pouvant aller du continu jusqu'à 26,5 GHz en configuration série. De manière générale, la bande passante dépend surtout du *design* du composant. La différence fondamentale avec l'interrupteur capacitif est que l'on substitue le contact métal/diélectrique/métal par un contact direct métal/métal. L'interrupteur est placé entre deux lignes de transmission. A l'état ouvert, le signal n'est pas transmis entre les deux lignes. En actionnant la membrane de l'interrupteur, on vient réaliser le chemin de conduction afin de transmettre le signal entre les deux lignes : l'interrupteur est à l'état fermé. Le contact est réalisé entre une ou plusieurs parties métalliques de la membrane suspendue et la ligne, qui constituera le contact fixe.

Il existe deux types de configurations. Tout d'abord, l'interrupteur peut être actionné perpendiculairement à la ligne de transmission (*cf.* Figure 7.a). Ainsi les contacts métalliques de la membrane viennent réaliser la jonction jusqu'à la ligne de transmission et compléter le chemin de passage du signal. La portion de membrane non-utile à la réalisation du contact électrique est dédiée à l'actionnement. Cette membrane peut prendre la forme d'une poutre encastrée-libre ou d'un pont. Dans la seconde configuration, l'actionnement se fait cette fois-ci dans le même axe que la ligne de transmission. Le signal passe par l'ancrage avant d'arriver à la poutre encastrée-libre, jusqu'à traverser les contacts réalisés entre la poutre et la ligne de transmission (*cf.* Figure 7.b).

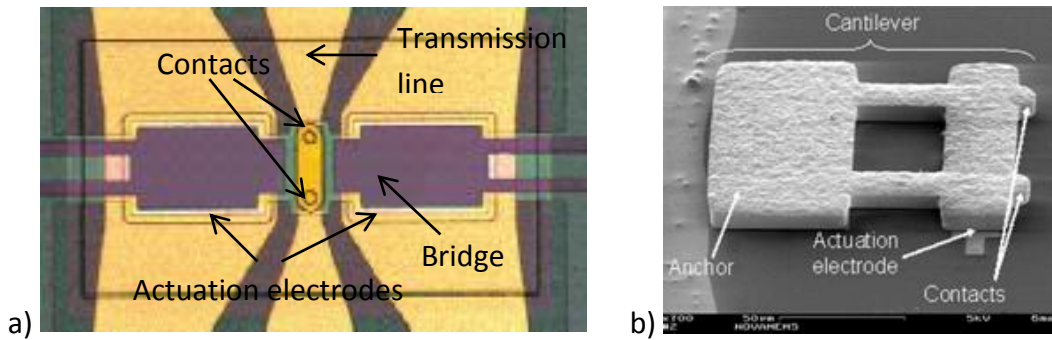


Figure 7 – a) Photographie du micro-interrupteur ohmique du LETI (configuration perpendiculaire) [11] b) Image MEB du micro-interrupteur ohmique de Radant (configuration parallèle)

Nous verrons au paragraphe 1.5 que les défaillances relatives au fonctionnement des micro-interrupteurs à contacts métalliques sont principalement dues à la fiabilité du contact métallique. C'est pourquoi, les travaux réalisés dans cette thèse se focaliseront sur l'étude du comportement de ces microcontacts métal/métal destinés aux interrupteurs ohmiques.

1.3.2 FABRICATION DES INTERRUPTEURS MEMS

La fabrication des interrupteurs MEMS nécessite plusieurs étapes de micro-usinage de surface réalisées à l'aide de masques successifs de lithographie. La Figure 8 décrit les étapes typiques, nécessaires à la fabrication d'une poutre encastrée-libre par micro-usinage de surface. La plupart de ces micro-interrupteurs sont fabriqués à des températures relativement faibles (inférieures à 400°C), grâce aux techniques de micro-usinage de la micro-électronique compatible avec les processus de fabrication des technologies CMOS, SiGe ou GaAs.

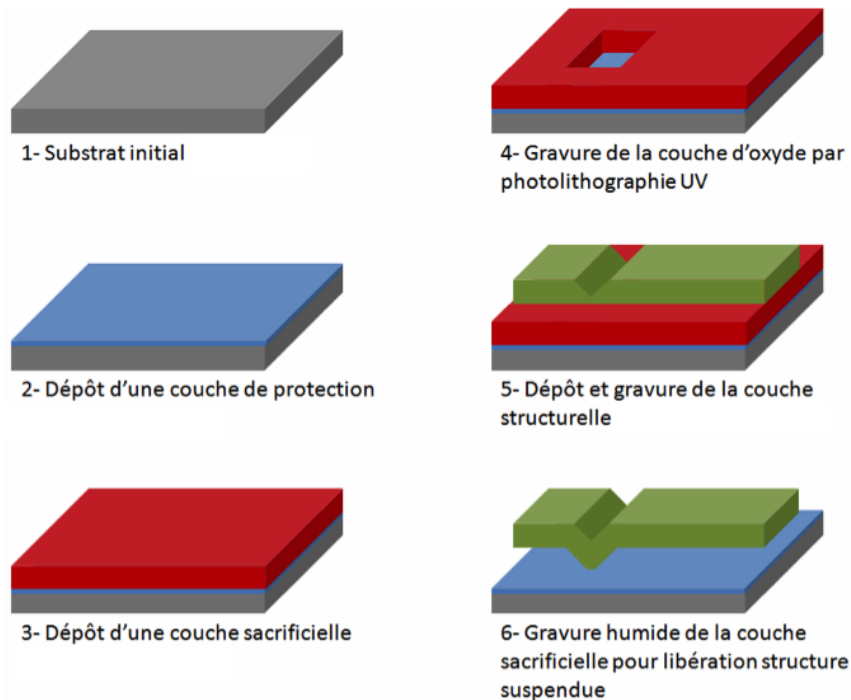


Figure 8 – Etapes de fabrication d'une poutre encastrée-libre avec micro-usinage de surface [5]

Il existe deux méthodes de micro-usinage. La première consiste à usiner en volume la tranche de silicium à partir de techniques de gravure humide ou sèche (DRIE). Pour la fabrication des interrupteurs MEMS, les techniques de micro-usinage de surface sont le plus souvent privilégiées. Ces dernières consistent à ajouter ou retirer des couches de différents matériaux à la surface d'un substrat (silicium ou céramique) à travers diverses séquences de photolithographie. L'avantage de cette méthode est qu'elle facilite l'intégration de ces composants sur des substrats en verre, en quartz ou en céramique polie aux performances RF supérieures à celles des substrats en silicium.

1.3.3 PRINCIPES D'ACTIONNEMENT

L'actionnement des parties mobiles peut être latéral ou vertical et réalisé à l'aide de forces de différentes natures : électrostatique, magnétostatique, électrothermique (liste non exhaustive).

- L'actionnement électrostatique

La technique la plus répandue et certainement la plus efficace dans les micro-relais est l'actionnement électrostatique. Il consiste à appliquer une différence de potentiel électrique (V) entre la partie suspendue de raideur k et une électrode d'actionnement, ceci créant un champ électrique entre les deux entités. Lorsque la pression électrostatique (P_e) est suffisamment élevée, la partie suspendue est attirée vers la partie mobile. On vient ainsi fermer la ligne de signal afin

que le courant circule de part et d'autre du micro-relais. Ce principe d'actionnement, illustré sur la Figure 9, est par exemple utilisé dans les micro-interrupteurs de Radant, Teravicta, Omron, ou encore celui du CEA LETI.

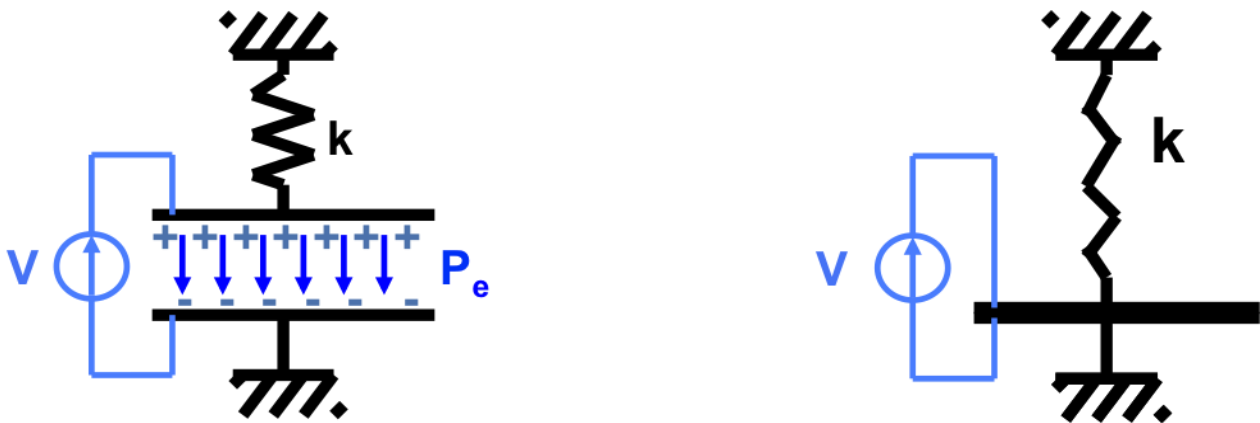


Figure 9 - Principe de l'actionnement électrostatique

- L'actionnement magnétostatique

La partie suspendue est composée d'un matériau ferromagnétique doux, de susceptibilité magnétique φ , qui peut s'aimanter fortement sous l'effet d'un champ magnétique. Les bobines déposées sur le substrat sont commandées en courant, permettant ainsi de créer un champ magnétique et d'attirer la membrane ferromagnétique vers le substrat jusqu'au contact mécanique et électrique (cf. Figure 10). Certains systèmes peuvent également s'actionner à l'aide d'un champ magnétique extérieur [12]. Ce principe d'actionnement est utilisé par les micro-interrupteurs conçus par Schneider Electric [13]. Le principal défaut de ce mode d'actionnement réside dans le fait que ce type de système est technologiquement complexe à réaliser à cause du nombre de masques de lithographie élevé et de l'utilisation de matériaux non conventionnels pour la microélectronique [14].

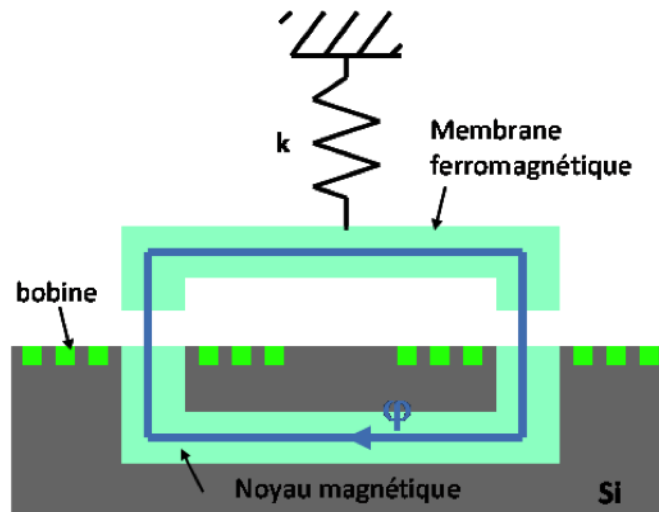


Figure 10 - Principe de l'actionnement magnétostatique

- L'actionnement électrothermique

Lorsqu'un courant I circule dans un barreau métallique, le matériau chauffe par effet Joule. Ceci engendre une dilatation des bras métalliques. En jouant sur les différences de section entre les deux bras de la structure, donc *in fine* sur la température de chaque bras, on peut faire pivoter l'ensemble en créant une différence d'allongement entre les deux bras jusqu'à réaliser un contact mécanique et électrique permettant de commuter un signal. Ce principe d'actionnement est présenté sur le schéma de la Figure 11. Il est par exemple utilisé dans les micro-interrupteurs conçus par Memscap [15]. Le principal défaut de ce type d'actionnement réside dans la fatigue mécanique des bras de l'actionneur, activée thermiquement par effet Joule lors du passage du courant. De plus, les temps de commutation d'un tel système sont très élevés (généralement supérieurs à la dizaine de millisecondes).

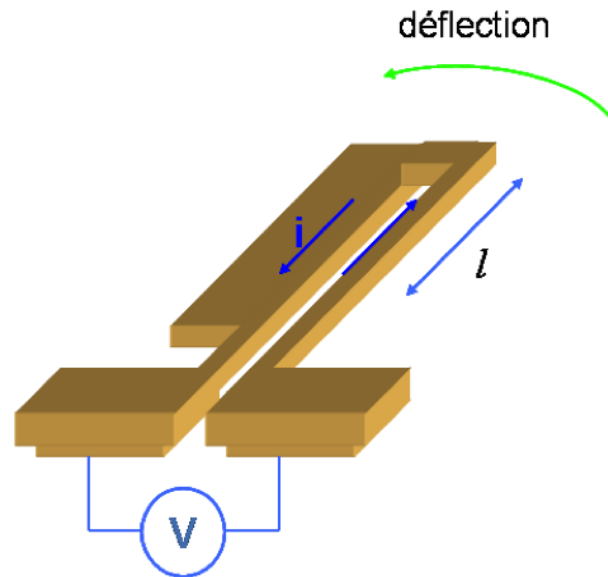


Figure 11 - Principe de l'actionnement thermique

- Conclusion

Au final, l'actionnement électrostatique présente de nombreux avantages. Tout d'abord, il permet de limiter grandement le courant impliqué dans le processus d'actionnement, et donc d'atteindre avec de tels dispositifs une consommation de puissance quasi-nulle. De plus, l'électrode d'actionnement est typiquement réalisée par des techniques de lithographie définies par les standards des processus de la micro-électronique, permettant ainsi de concevoir des systèmes d'actionnement de tailles réduites, compatibles avec les processus de fabrication des circuits intégrés. Le temps de commutation d'un tel système est compris entre 1 et 200 μ s, ce qui est bien inférieur aux systèmes à actionnement thermique ou magnétostatique. En outre, cette vitesse peut être réduite dans le cas des micro-interrupteurs dits à « nano-gap » [16].

1.3.4 LES APPLICATIONS POTENTIELLES DES INTERRUPTEURS MEMS

Les interrupteurs MEMS ont un avenir certain pour un large spectre d'applications à faible et moyenne puissance. Ces composants seront non seulement amenés à remplacer certaines des technologies actuelles de commutation, mais aussi à créer de nouveaux systèmes RF plus performants :

- Les applications dites « haut de gamme » (à très forte valeur ajoutée et à faible volume de production) comme le spatial et la défense : historiquement, la défense américaine a massivement investi dans la recherche et le développement des micro-interrupteurs. Les

applications potentielles dans ce domaine sont les réseaux à commande de phase, ainsi que les radars. Les applications spatiales visées sont essentiellement à destination des charges utiles des satellites. Ces systèmes permettent d'améliorer l'intégration, et d'augmenter les performances, notamment en termes de gamme de fréquences et de fonctionnalités, comme l'illustre par exemple le développement d'antennes adaptatives et reconfigurables à base de matrices d'interrupteurs MEMS RF.

- Les applications dites « de masse » comme la téléphonie mobile, l'électronique de consommation, et les technologies de l'information et de la communication. Les interrupteurs MEMS pourront intégrer les fonctions de transmission/réception et de commutation des réseaux d'adaptation d'impédance pour l'amplification de puissance, des filtres multi-bandes, et des modules d'antennes reconfigurables.
- Les équipements de test et d'instrumentation automatiques pour les composants de la micro-électronique, en remplacement des matrices de relais utilisées jusqu'à présent.
- L'industrie de l'automobile dans les radars anticollisions ou les antennes de toit avec le développement des radars longues portées et des réseaux à commande de phase à base d'interrupteur MEMS.
- Les infrastructures pour les télécommunications comme les stations de base qui pourraient s'équiper de systèmes de reconfiguration afin de desservir plusieurs bandes de fréquence pour satisfaire les besoins divers des différents marchés en terme de gammes et de standards.

Le graphique de la Figure 12 illustre l'expansion et les prévisions du marché des MEMS RF pour différentes applications.

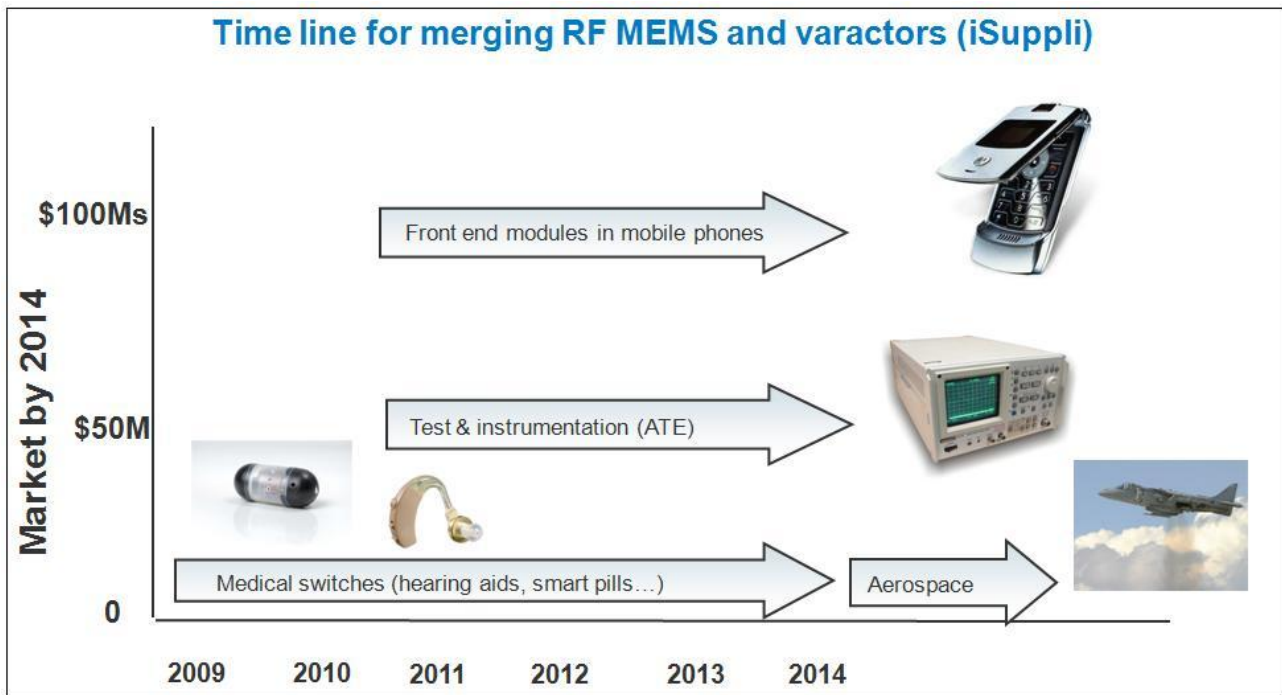


Figure 12 – Expansions du volume du marché des MEMS RF jusqu'en 2014 [17]

1.4 DÉVELOPPEMENT DES MICRO-INTERRUPTEURS

1.4.1 PETITE HISTOIRE DES MICRO-INTERRUPTEURS

Le premier micro-interrupteur DC fut imaginé et conçu en 1979 par Peterson [18]. Ce dispositif était constitué d'une poutre en SiO_2 dotée de contacts Au/Au. La partie mobile du composant s'actionnait de manière électrostatique, et l'auteur soulevait déjà les problèmes de fiabilité présents sur un tel dispositif [12]. Le premier micro-interrupteur fonctionnant à hautes fréquences fut quant à lui présenté en 1991 par Larson au laboratoire de recherche Hughes [19]. Cet interrupteur était spécialement conçu pour des applications Radio Fréquence (RF) permettant de commuter jusqu'à 50 GHz. La fiabilité de cet interrupteur était très limitée mais la démonstration technologique et les performances de ce composant furent suffisamment attractives pour susciter l'intérêt des agences gouvernementales et de compagnies privées en vue de la fabrication de leur propre composant.

Ce premier interrupteur RF inaugura la publication de nombreux prototypes et projets de conception de micro-interrupteurs émanant des compagnies orientées sur la défense, historiquement fondées par la DARPA et l'Air Force américaine pour améliorer le fonctionnement des radars et des systèmes de communication. Ces premiers résultats générèrent un engouement

important pour la création d'une nouvelle génération de composants capables de rivaliser avec les systèmes actuels de commutation : les macro-relais électromécaniques et les dispositifs semi-conducteurs. En effet, dans les systèmes intégrant la microélectronique moderne, la commutation du signal entre un état « ON » et un état « OFF » est principalement réalisée par des composants semi-conducteurs (*i.e.* transistors et diodes). On utilise une différence de potentiel pour moduler la concentration des transporteurs dans le semi-conducteur. Cette modulation de conductivité à travers un même canal présente des limitations en termes de pertes d'insertion du signal, de fréquence de coupure ainsi que d'isolation galvanique. La technologie des micro-interrupteurs MEMS a pour prétention d'atteindre des performances au-delà de ces limitations par l'ajout de parties électromécaniques mobiles dans des systèmes issues des procédés de fabrication de la micro-électronique. Cependant, malgré les efforts colossaux de très nombreux laboratoires industriels et gouvernementaux, la production en phase industrielle avancée des interrupteurs MEMS est reportée chaque année de 3 ans par rapport aux prévisions du marché depuis 2000. Le graphique de la Figure 13 illustre la visibilité des MEMS RF sur le marché ces dernières années, mettant notamment en lumière le pic atteint en 2003.

RF MEMS falls on a typical "hype" curve applied to new technologies (iSuppli)

iSuppli

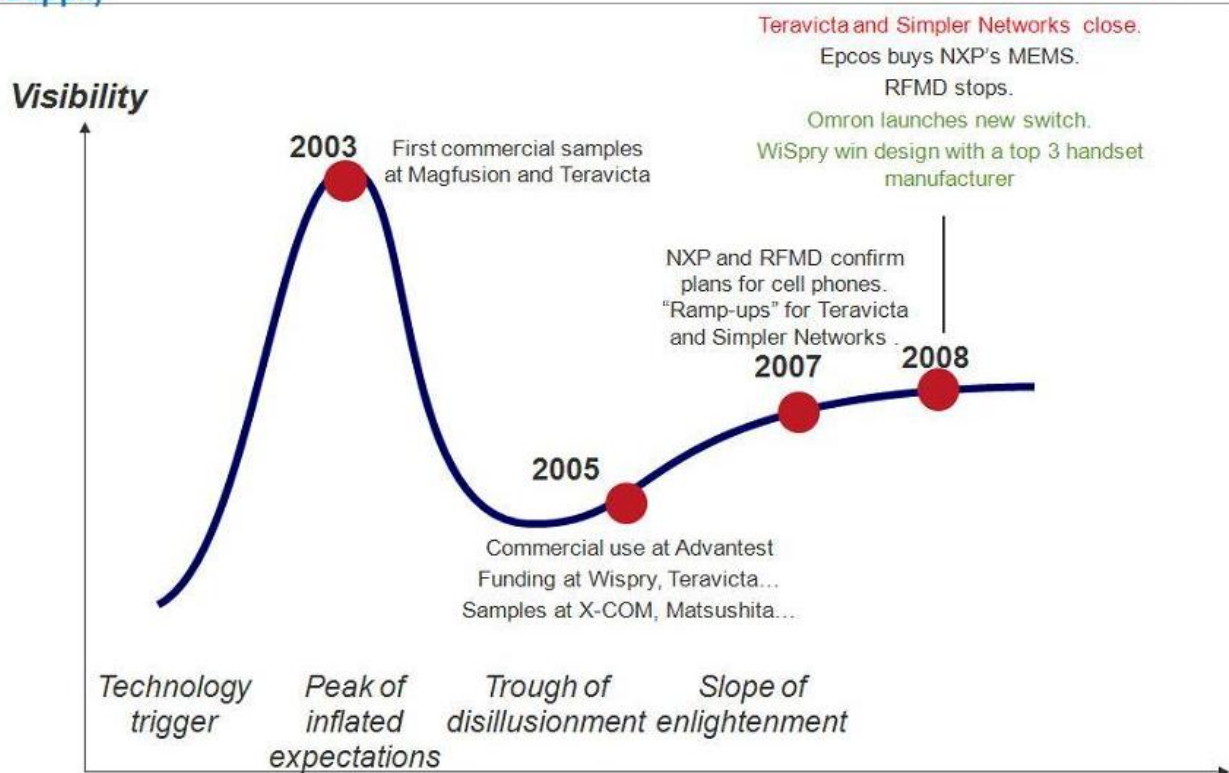


Figure 13 – Courbe de tendance des MEMS RF en terme de visibilité sur le marché [17][20]

Les principales raisons de ce report permanent sont principalement dues au fait que (1) les interrupteurs MEMS n'ont pas encore atteint le nombre de cycle d'actionnement des relais à états solides, (2) qu'ils ont des besoins d'alimentation en fortes tensions pour l'actionnement, et surtout (3) que leurs niveaux de fiabilité demeurent encore trop faibles. Le Tableau 1 permet de comparer les performances de différentes technologies de commutation (RF-MEMS, macro-relais, interrupteur FET et diode PIN).

Tableau 1– Comparaison des performances des différentes technologies de commutation [9][21][22][23][24]

Paramètres	RF-MEMS à contact résistif	Macro-relais	Interrupteur FET	Diode PIN
Taille (mm ²)	< 0,1	~ 100	~ 0,1	~ 0,1
Tension de contrôle (V)	30-100	5-12	1-10	3-5
Courant de contrôle (mA)	< 10 ⁻⁴	~ 10	< 0,1	3-10
Consommation de puissance (mW)	0,001 - 0,05	~ 50	0,1 - 1	10 - 50
Résistance série (Ω)	0,5 - 2	4 - 6	2 - 10	0,05
Perte en insertion à 1GHz (dB)	0,1	x	0,4 - 2	0,3 - 1
Temps de commutation (μs)	~ 1 - 100	1000	0,001 - 0,1	0,001 - 0,1
Isolation (dB)	> 30	x	15 - 25	10 – 25
Puissance supportée (W)	< 1	> 10	< 10	< 10
Linéarité	Forte	Forte	Faible	Faible
Endurance	Faible	Moyenne	Moyenne	Moyenne
Cout de fabrication	Faible	Moyen	Faible	Faible

Au final, les interrupteurs MEMS possèdent un très grand potentiel commercial. En effet, ils permettent tout d'abord une réduction de l'encombrement grâce à la taille réduite des composants, l'intégration de ces dispositifs sur des technologies semi-conducteurs ainsi qu'une production en volume à coûts réduits. De plus, on observe dans le Tableau 1 que les micro-interrupteurs possèdent également de très bonnes performances en terme de faible

consommation d'énergie, de forte isolation à l'état ouvert, de forte linéarité et de réduction des pertes à l'état fermé. Cependant, les points faibles de cette technologie résident dans sa faible capacité à transmettre de la puissance et surtout dans la durée de vie relativement faible des composants. Encore une fois, les interrupteurs MEMS doivent encore démontrer leur fiabilité.

1.4.2 MARCHÉ ACTUEL

Les interrupteurs MEMS ont eu une visibilité accrue début 2003, suivie d'une désillusion face aux promesses non tenues de ces composants en terme de durée de vie (cf. Figure 13). En effet, ces composants ont été mis sur le marché par des startups qui ont souvent été sous le feu des projecteurs pour une courte durée pour finalement disparaître très rapidement. La liste est longue : Magfusion, Siverta, TeraVista, Simpler Networks, Sagamore, etc. Ces compagnies ont échoué en n'arrivant pas à faire baisser le prix de leurs composants.

Sept ans après, il ne reste que trois fournisseurs lancés dans la production en série (volume inférieur aux millions de composants par an) : Asulab avec un interrupteur MEMS magnétique pour les prothèses auditives et les montres haut de gamme, MEMSCAP avec des interrupteurs capacitifs pour ce que l'on appelle les « comprimés intelligents (*smart pills*) » et Advantest avec leurs relais capacitif RF MEMS utilisés dans les équipement de test automatique Advantest [17]. Cependant, on entrevoit une mutation du marché due au dépassement des verrous technologiques et commerciaux dans les technologies interrupteurs MEMS, permettant d'envisager sérieusement l'étape d'industrialisation. En effet, nous devrions très prochainement approcher le plateau de productivité via les offres solides de nouvelles compagnies. Au total, six entreprises se lancent, certaines visant les applications haut de gamme, à savoir les tests, l'instrumentation et la défense, comme les américains d'Analog Devices, de Radant et de Teledyne/XCom ainsi que les japonais d'Omron. D'autres compagnies visent des volumes plus élevés comme WiSpry (USA) et TDK-Epcos (Japon) pour le marché de la téléphonie mobile. C'est pourquoi, le marché prévoit un décollage de l'activité en fin 2012 avec l'implémentation des premières antennes reconfigurables dans les téléphones portables à base de MEMS de la société WiSpry. Dans un même temps, le marché des tests et de l'instrumentation devrait croître avec la baisse des prix de production (objectif du composant à moins de 10\$) des relais MEMS des compagnies Analog Devices, Omron et XCOM [17].

Certains verrous ont été levés ces 5 dernières années : par exemple, le recours au *charge pump* pour diminuer la tension nécessaire pour actionner les interrupteurs électrostatiques a longtemps été considéré comme un problème pour la téléphonie mobile qui opère à 3V. WiSpry a depuis démontré qu'on pouvait intégrer cette fonction dans les circuits CMOS de l'interrupteur MEMS à des prix compétitifs. Il s'agit d'un système de contrôle logique CMOS dans une encapsulation commune [25]. Un schéma de co-encapsulation typique, réalisé par l'entreprise WiSpry est présenté sur la Figure 14.

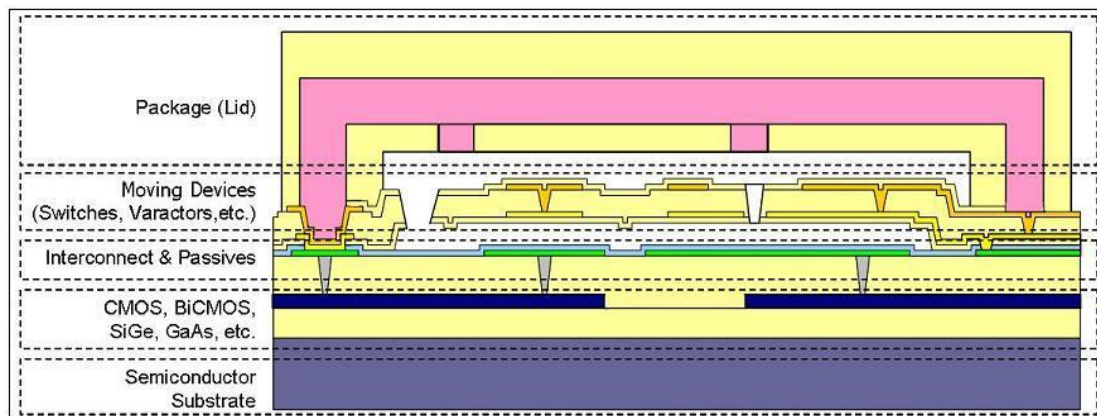


Figure 14 – Schéma d'un interrupteur MEMS intégré sur un CMOS [26]

Par ailleurs, certains groupes de recherche ont également réalisé l'intégration d'interrupteurs MEMS sur des transistors FET GaAs (amplificateurs) [27][28]. Cette intégration permet de réduire les capacités parasites et les résistances d'interconnexion dues aux câblages d'accès au composant, qui atténuent le signal dans les composants dits « multi-puce ».

Le Tableau 2 compare les performances de plusieurs micro-interrupteurs à contacts ohmiques. La comparaison des durées de vie des différents composants est laborieuse car les fabricants ne précisent pas systématiquement la charge commutée ni le mode de commutation : *hot switching* (l'interrupteur est actionné en appliquant une différence de potentiel aux bornes du contact), *cold switching* (la différence de potentiel est appliquée seulement lorsque l'interrupteur est fermé) ou *mechanical switching* (l'interrupteur est actionné sans différence de potentiel aux bornes du contact). Ces paramètres ont une grande influence sur la durée de vie des composants.

Tableau 2– Comparaison de différents micro-interrupteurs à contact métal/métal [10][21][29][30][31][32][33]

Société Laboratoire	Radant	Teravicta	Omron	Magfusion	RFMD	XCOM
Mode d'actionnement	Electrostatique	Electrostatique	Electrostatique	Magnétique	Electrostatique	Electrostatique
Type de partie mobile	Pont biencastré métallique	Assiette métallique	Pont en silicium	Pont biencastré ferromagnétique	Pont biencastré métallique	Pont biencastré métallique
Matériaux de contact	Ruthénium (Groupe Pt)	Alliage Au	Alliage Au	Au	x	x
Type de packaging	Capot hermétique en silicium	Capot hermétique en céramique	Capot hermétique en silicium	Capot hermétique en céramique	Capot hermétique en céramique	Capot hermétique en céramique
Atmosphère	N ₂	N ₂	N ₂	N ₂	x	x
Tension d'actionnement	90 V	70 V	10 – 20 V	5 – 6 V	90 V	90 V
Vitesse de commutation	10 μs	60 μs	300 μs	1000 μs	5 μs	30 μs
Résistance de contact initiale	2 Ω	1 Ω	0,5 Ω	0,5 Ω	1 Ω	1 - 2 Ω
Durée de vie (cycles)	10 ¹⁰ (40 dBm) 2.10 ¹¹ (20dBm)	10 ⁶ (1 mA)	10 ⁷ (10 mA)	10 ⁶ (10 mA)	10 ⁸ - 10 ⁹ (10dBm)	10 ⁸ (1 mA)

Il reste cependant de nombreux verrous technologiques à lever comme nous allons le voir dans le paragraphe suivant.

1.5 FIABILITE DES MICRO-INTERRUPTEURS A CONTACT OHMIQUE

Comme nous l'avons énoncé précédemment, la fiabilité des micro-interrupteurs MEMS à contact ohmique est un des problèmes majeurs, retardant la commercialisation avancée de ces composants. Les modes de défaillance sont bien connus dans la littérature. Cependant, la compréhension de la physique sous-jacente, responsable de la défaillance des micro-interrupteurs l'est beaucoup moins. Parmi ces modes de défaillance, les plus communs sont :

- 1) Le phénomène de « stiction » de la partie mobile du composant, ce qui signifie que l'interrupteur reste définitivement en position fermée, à cause de phénomène de collage, malgré la commande d'actionnement.

- 2) L'augmentation de la résistance de contact au cours du fonctionnement du composant, ceci se traduisant par une augmentation des pertes d'insertion en RF lorsque l'interrupteur est à l'état ON.

Le schéma de la Figure 15 représente les principales causes des modes de défaillances précités.

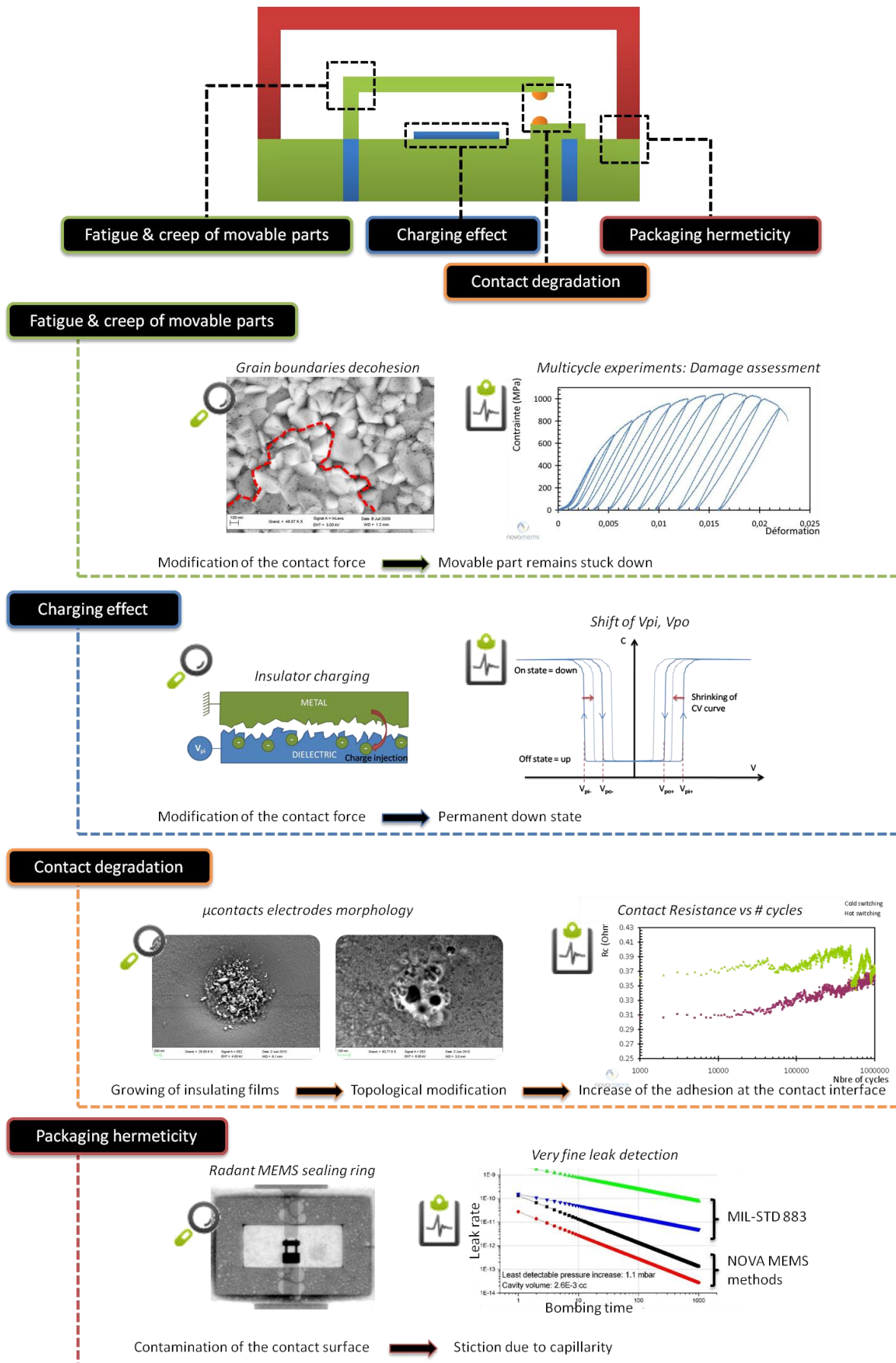


Figure 15 – Origines des modes de défaillances d'un micro-interrupteur MEMS

La fiabilité du micro-interrupteur est liée à ses parties mobiles, à la pollution du dispositif ainsi qu'aux microcontacts électriques. Les quatre principaux mécanismes de défaillances peuvent se résumer à :

- La dégradation des propriétés mécaniques de la membrane : au cours des actionnements répétés des parties mobiles, un phénomène de fatigue de la membrane métallique apparaît. Ainsi, les tensions nécessaires à l'actionnement de la partie mobile varient dans le temps, entraînant également une variation de la force d'actionnement. De plus, lorsqu'on laisse la membrane à l'état bas pendant un temps suffisamment long, un phénomène de fluage apparaît qui induit les mêmes conséquences que le phénomène de fatigue mécanique. Ces deux phénomènes sont par ailleurs activés ou amplifiés par la température [15].
- Les effets de charge autour de l'électrode d'actionnement (pour l'actionnement électrostatique) : au fur et à mesure des cycles de commutation du micro-interrupteur, des charges vont être injectées dans le diélectrique déposé sur l'électrode d'actionnement ou directement dans le substrat isolant. Ainsi, il apparaît une dérive des tensions d'actionnement et donc de la force de contact au cours de la vie du composant [34].
- La dégradation du microcontact : les sollicitations mécaniques et électriques répétées des surfaces de contact entraînent des transformations topographiques des surfaces de contact en même temps qu'une modification de leurs propriétés électriques et constitue une des principales limitations de ces composants en terme de fiabilité. De plus, il perdure des craintes quant à la capacité des microcontacts à supporter la puissance électrique. Cette problématique est au cœur des travaux présentés dans ce manuscrit.
- La contamination environnementale des sous-fonctions électriques du composant, due à des problèmes d'herméticité du *packaging* : en effet, les micro-interrupteurs sont généralement encapsulés en présence d'un gaz inerte empêchant l'oxydation ou la contamination des électrodes de contact. Cependant, il réside parfois des micro-fuites dans le cordon de scellement qui contribuent à polluer l'atmosphère inerte de la cavité au cours du temps [35]. Pour l'instant, aucune compagnie ne semble capable de fournir une solution rentable pour faire des boîtiers hermétiques en technologie film mince. WiSpry utilise l'encapsulation film mince mais doit ajouter une piste de métal sur la partie supérieure de la puce. TDK-Epcos a exclu le packaging en film mince à cause de problèmes d'herméticité et a choisi une solution plus onéreuse mais présentant une herméticité bien meilleure : le

wafer-to-wafer bonding avec un cordon de scellement métallique. Une autre solution consiste à utiliser la méthode de Cavendish (U.S.A) ou Baolab (Espagne), qui adoptent une approche révolutionnaire en construisant les MEMS entre les couches métalliques de la structure CMOS. Cette solution permettrait d'éviter l'ajout d'un *packaging* supplémentaire et amène un gain conséquent de compétitivité [17].

1.6 CONCLUSION

Comme nous l'avons vu à travers ce chapitre, beaucoup d'efforts restent à faire en vue de l'amélioration de la fiabilité des micro-interrupteurs. Les performances de ces dispositifs en termes de durée de vie n'arrivent pas encore à rivaliser avec les technologies de commutation concurrentes, en plus de décroître en fonction de la puissance commutée. Ceci explique pourquoi la commercialisation des micro-interrupteurs MEMS n'en est qu'à ses débuts. En effet, très peu d'entreprises proposent aujourd'hui ce type de composants sur le marché. Les défaillances qui limitent la durée de vie de ces dispositifs sont souvent rapportées dans la littérature, mais la compréhension des mécanismes entraînant la défaillance reste encore limitée, notamment sur le rôle de chaque phénomène physique mis en jeu. De plus, l'intégration de ces composants sur des systèmes plus complexes n'a, à notre connaissance, pas encore eu lieu malgré le fort potentiel de cette nouvelle technologie. En outre, les différentes dégradations observées sur chaque sous-système ont une conséquence soit sur la force de contact, soit sur la dégradation des propriétés des surfaces de contact (*cf.* Figure 16).

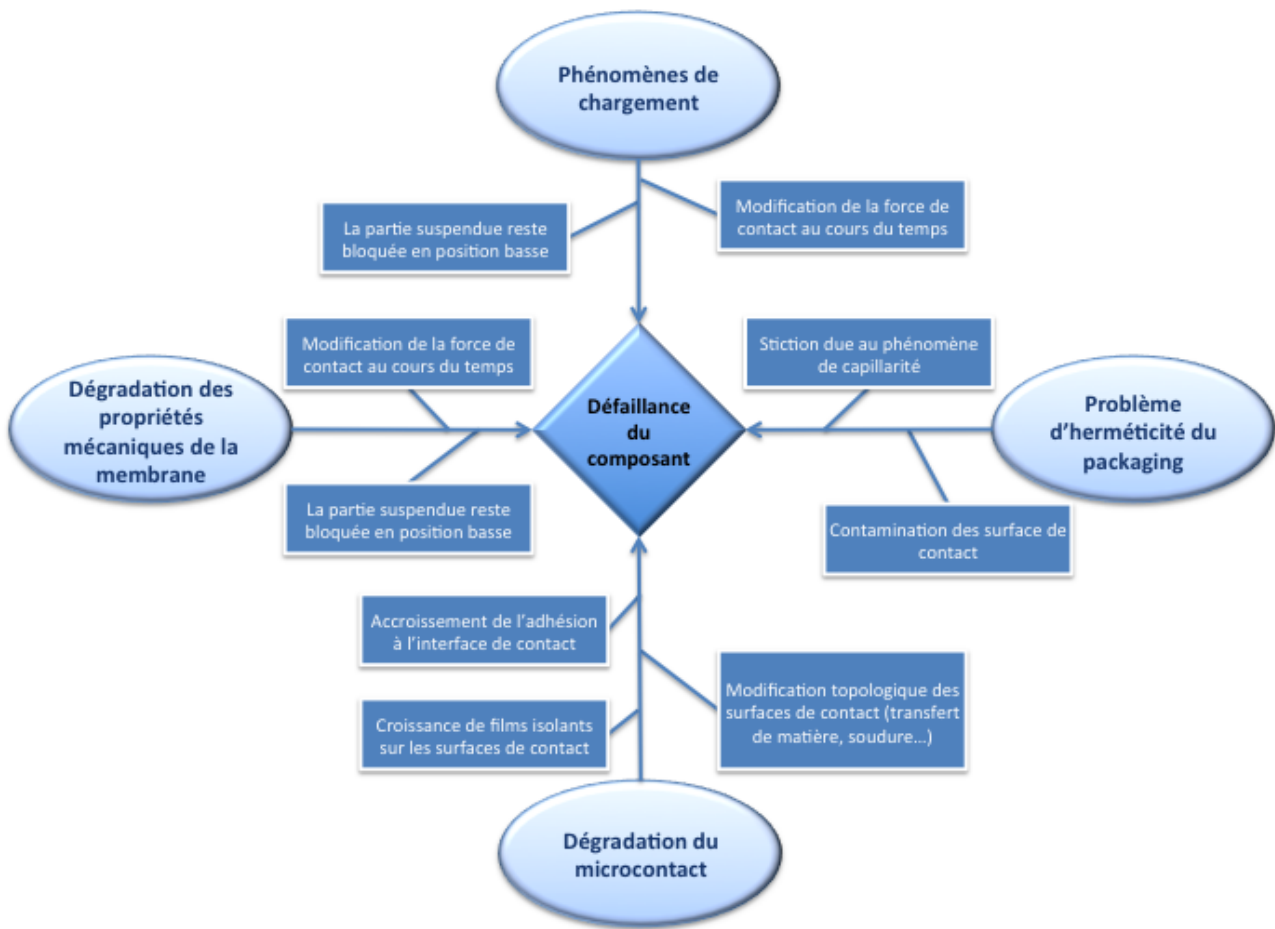


Figure 16 – Synthèses des différentes défaillances observées sur les micro-interrupteurs MEMS limitant la durée de vie du composant

Néanmoins, les micro-interrupteurs disponibles sur le marché ont pour la plupart réussi à résoudre les problèmes de fatigue des parties mobiles et de chargement par des astuces de conception. Ainsi, les électrodes mobiles des micro-interrupteurs de Radant, Teravicta ou Omron n'entrent jamais en contact avec l'électrode d'actionnement grâce à des stoppeurs mécaniques. Le diélectrique, qui permettait d'éviter un court-circuit du signal d'actionnement, a donc été retiré de la surface de ces électrodes afin de limiter les effets de chargement. De plus, les parties suspendues de ces dispositifs ont été conçues de manière à avoir une raideur élevée et des faibles distances inter-électrodes afin d'éviter les défaillances dues aux phénomènes de fatigue mécanique de ces parties. Cependant, la dégradation des jonctions métal/métal à l'interface de contact reste la cause majeure de défaillance des micro-interrupteurs à contact ohmique.

La suite de ce manuscrit sera ainsi dédiée à la compréhension de la physique du microcontact. En effet, la recherche de matériaux de contact performants n'est envisageable que si l'on comprend

les phénomènes physiques mis en jeu à l'interface métallique de contact, et ce, en fonction de la force de contact appliquée et de la puissance supportée dans le microcontact.

1.7 RÉFÉRENCES

- [1] R.P. Feymann. *There's plenty of room at the bottom (data storage)*, Journal of Microelectromechanical Systems, 1(1), pages 60-66 (1992)
- [2] L. Bernard. *World's smallest silicon mechanical devices are made at Cornell.* (1997), consulté le 4 décembre 2010, <http://www.news.cornell.edu/releases/july97/guitar.ltb.html>
- [3] L. S. Fan and Y. C. Tai and R. S. Muller. *IC-processed electrostatic micromotors*. Sensors and Actuators, 20, pages 41-47 (1989)
- [4] E. Mounier and L. Robin. *Status of the MEMS Industry report (MIS)*. Technical report, Yole Développement (2011)
- [5] X. Lafontan, *Application des micro-technologies aux composants de commutation électrique : études et performances de micro-relais MEMS*. Thèse de doctorat, Université des sciences et techniques de Montpellier 2 (2001)
- [6] C. Goldsmith, J. Randall, S. Eshelman, T. Lin, D. Denniston, S. Chen and B. Norvell. *Characteristics of micromachined switches at microwave frequencies*. IEEE Int. Microwave Symp. Dig., 2, pages 1141-1144 (1996)
- [7] C. L. Goldsmith, Z. Yao, S. Eshelman and D. Denniston. *Performance of low-loss RF MEMS capacitive switches*. IEEE Microwave and Guided Wave Letters, 8, pages 269-271 (1998)
- [8] H. Xie. *Lecture 16 RF MEMS (4)*. EEL6935 Advanced MEMS (2005), <http://www.mems.ece.ufl.edu/EEL6935/Calendar/MEMSIL16RFMEMS4.pdf>
- [9] G. M. Rebeiz. *RF MEMS Theory, design, and technology*. Hoboken, New Jersey: J. Wiley & Sons, pages 185-192 (2003)
- [10] J. McKillop, T. Fowler, D. Goins and R. Nelson. *Design, Performance and qualification of a commercially available MEMS switch*. IEEE 36th European Microwave Conference, pages 1399-1401, (2006)
- [11] J-L. Polizzi. *MEMS & NEMS activities at CEA Leti*. Grenoble Day (2010), consulté le 4 décembre 2010, http://www.astf.or.jp/cluster/english/international/100311_6.Polizzi.pdf
- [12] M. Vincent, L. Chiesi, J.-C. Fourier, A. Garnier, B. Grappe, C. Lapiere, C. Coutier, A. Samperio, S. Paineau, F. Houzé and S. Noël. *Electrical contact reliability in a magnetic MEMS switch*. IEEE Holm conference on electrical contacts, pages 145-150 (2008)

- [13] C. Coutier, L. Chiesi, A. Garnier, J. Fourrier, C. Lapiere, M. Trouillon, B. Grappe, M. Vincent, A. Samperio and S. Borel. *A new magnetically actuated switch for precise position detection*. IEEE Solid-State Sensors, Actuators and Microsystems Conference, pages 861-864 (2009)
- [14] J.J. Alen. *Micro Electro Mechanical System Design*. CRC Press, Taylor & francis group (2005)
- [15] W.D. Nix. Mechanical properties of thin films. *Metallurgical Transactions A*, Vol. 20, No. 11, pages 2217-2245 (1989)
- [16] A. Verger, A. Pothier, C. Guines, P. Blondy, O. Vendier and F. Courtade. *Nanogap MEMS micro-relay with 70 ns switching speed*. Proceeding of IEEE 25th International Conference on Micro Electro Mechanical Systems (MEMS), pages 717-720 (2012)
- [17] J. Bouchaud and B. Knoblich. *RF MEMS switches and varactor finally arrive*. MEMS Investor Journal (2010)
- [18] K. Petersen. *Micromechanical membrane switches on silicon*. IBM Journal of Research and Development, 23, pages 376-385 (1979)
- [19] L. Larson, R. Hacket, M. Melendes and R. Lohr. *Micromachined microwave actuator (MI-MAC) technology-A new tuning approach for microwave integrated circuits*. IEEE Microwave Millimeter-Wave Monolithic circuits Symp, Boston, MA June, pages 27-30 (1991)
- [20] J. Bouchaud. *MEMS Market Brief, June 2009*. Technical report, isuppli Corporation (2009)
- [21] G. Rebeiz, K. Entesari, I. Reines, S. J. Park, M. El-Tanani, A. Grichener and A. Brown. *Tuning in to RF MEMS*. IEEE Microwave Magazine, 10, pages 55-72 (2009)
- [22] M. Ruan, J. Shen and C. Wheeler. *Latching microelectromagnetic relays*. Sensors and Actuators A: Physical, 91, pages 346-350 (2001)
- [23] J. Ruan. *Investigation and modelling of the impact of electrostatic discharges on capacitive RF MEMS switches*. Thèse de doctorat, Université Toulouse III – Paul Sabatier (2010)
- [24] M. Vincent. *Étude des mécanismes de défaillance du contact électrique dans un micro-interrupteur en technologie MEMS*. Thèse de doctorat, Institut Polytechnique de Grenoble (2010)
- [25] A. De Silva, C. Vaughan, D. Frear, L. Liu, S. Kuo, J. Foerstner, J. Drye, J. Abrokwah, H. Hughes and C. Amrine. *Motorola MEMS switch technology for high frequency applications*. IEEE Microelectromechanical Systems Conference, pages 22-24 (2001)
- [26] J. Qiu and S. Cunningham. *RF MEMS Fabrication: MEMS in RF and Microwave Electronics course*. Irvine CA (2007)

- [27] A. Fukuda, H. Okazaki, T. Hirota, and Y. Yamao. *Novel 900 MHz/1.9 GHz dual-mode power amplifier employing MEMS switches for optimum matching*. IEEE Microwave and Wireless Components Letters, 14(3), pages 121-123 (2004)
- [28] M. Kim, J. B. Hacker, R. E. Mihailovich, and J. F. DeNatale. *A monolithic MEMS switched dual-path power amplifier*. IEEE Microwave Wireless Components Letters, 11(7), pages 285-286 (2001)
- [29] C.D. Patel and G.M. Rebeiz. *RF MEMS Metal-Contact Switches With mN-Contact and Restoring Forces and Low Process Sensitivity*. IEEE Transactions on Microwave Theory and Techniques, 99, pages 1-8 (2011)
- [30] Radant MEMS datasheet, RMSW100 SPST
- [31] C. Goldsmith, J. Maciel, and J. McKillop. *Demonstrating reliability*. IEEE Microwave Magazine, 8(6), pages 56-60 (2007)
- [32] T. Ivano, J. Costa, and J.H. Hammond. *Integrated MEMS switch*. US Patent 7,745,892 (2010)
- [33] B. Ghodsian, and P. Bogdanoff, and D. Hyman. *Wideband DC-contact MEMS series switch*. Micro & Nano Letters, 3(3), pages 66-69 (2008)
- [34] M. Exarchos, V. Theonas, P. Pons, G.-J. Papaioannou, S. Melle, D. Dubuc, F. Cocetti, and R. Plana. *Investigation of charging mechanisms in metal-insulator-metal structures*. Journal of Microelectronics Reliability, 45(9-11), pages 1782-1785 (2005)
- [35] Q. Ma, Q. Tran, T.K.A. Chou, J. Heck, H. Bar, R. Kant, and V. Rao. *Metal contact reliability of RF MEMS switches*. SPIE proceedings series 6463, pages 646305-646311 (2007)

Chapitre 2 – Théorie du microcontact

Dans ce chapitre, nous décrirons différents modèles permettant de calculer l'aire de contact, la déformation des matériaux de contact, ainsi que la résistance de contact en fonction du mode de transport des électrons dans la constriction¹.

2.1 SPÉCIFICITÉ DU MICROCONTACT

Les commutations de signaux à l'échelle macroscopique et microscopique sont en apparence très proches. La conduction des électrons entre les électrodes est réalisée, dans les deux cas, à travers des constriction métalliques à l'interface de contact. Néanmoins, la compréhension de la physique du microcontact est encore incomplète car elle diffère quelque peu de celle de son homologue macroscopique. Le Tableau 3 permet de comparer les principales caractéristiques des macro- et micro-interrupteurs rencontrés typiquement dans la littérature.

Tableau 3 - Tableau comparatif des macro- et micro-interrupteurs [1][2][3][4][5][6]

Type d'interrupteurs	Force d'actionnement	Aire de contact effective	Résistance de contact	Gamme de tension aux bornes du contact	Gamme de courant parcourant le contact	Matériaux de contact
Macro interrupteur	5-20 mN	1-10 mm ²	0,05-0,1 Ω	1-100 V	1mA – 100A	Ag, Ag-C, Ag-Ni, Ag-oxyde métallique, Ag-métaux réfractaires (W, WC, Mo), Au, Alliages Au, Au-Ni, Cu, Alliage Rh, Alliages Pt et Pd
Micro-interrupteur	50-500 μN	0,1-1 μm ²	0,5-2 Ω	1mV – 12V	1-200 mA	Au, Alliages Au, Ru, matériaux du groupe Pt

On remarque que les forces d'actionnement dans les micro-interrupteurs sont de l'ordre de la centaine de micro newtons, soit 100 fois plus faible que les forces de contact constatées dans les

¹ Zone de resserrement des lignes de courant à l'interface de contact.

macro-interrupteurs. Sous de tels niveaux de force, seules quelques aspérités sont sollicitées pour réaliser le contact mécanique et électrique dans les contacts microscopiques, établissant ainsi une aire effective de contact largement inférieure à l'aire de contact apparente (cf. Figure 17).

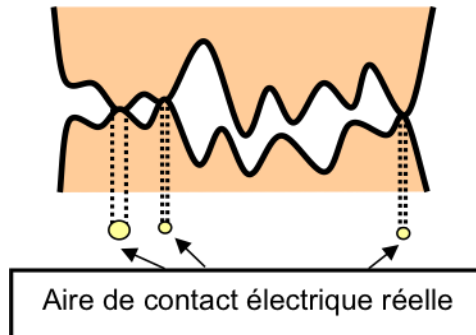


Figure 17 – Schéma en coupe de l'aire apparente d'un microcontact

La rugosité des surfaces va donc jouer un rôle prédominant dans la physique du microcontact. Dans le cas des macro-contacts, les forces d'actionnement sont telles que les pressions atteintes sont suffisantes pour mater le contact et ainsi assurer une aire de contact électrique effective du même ordre de grandeur que l'aire de contact apparente, et ceci quel que soit l'état de la rugosité initiale. De surcroît, les méthodes de fabrication et l'historique des opérations subies par le contact vont avoir une grande influence sur l'état de surface des électrodes. En effet, la technique utilisée dans le dépôt des couches minces du contact va conditionner l'état de ces surfaces. Par exemple, un dépôt réalisé par pulvérisation cathodique aura une rugosité moins élevée qu'un dépôt par croissance électrolytique [7]. De plus, le nombre de plots de contact ainsi que le diamètre de chacun peuvent varier en fonction des choix de conception et avoir une influence sur la pression de contact comme sur le nombre de spots par lequel passe le courant.

De plus, la structure physicochimique des surfaces de contact doit être également considérée : la présence de films isolants à la surface des électrodes est souvent observée, et ce malgré les précautions prises pour éviter la contamination des microcontacts. L'environnement avoisinant le contact va donc avoir un impact sur son comportement : si l'atmosphère n'est pas un gaz inerte, on peut voir apparaître des phénomènes de corrosion, de sulfidation, d'oxydation ou tout simplement de contamination du contact [5]. Ces phénomènes physiques contribuent à détériorer les propriétés électriques des surfaces de contact. En effet, la conduction ohmique des électrons ne pourra se faire que là où ces films auront été partiellement retirés. On relève également dans le Tableau 3 un facteur 10^5 entre la surface effective d'un contact microscopique et celle d'un

contact macroscopique. C'est pourquoi l'état de surface a une influence majeure sur le comportement électromécanique du microcontact, à la différence du macro-contact.

Par ailleurs, les interrupteurs MEMS opèrent à des courants et des tensions plus faibles que les macro-interrupteurs. Cependant, au vu des faibles aires de contact, la puissance traversant les aspérités peut être localement très élevée et engendrer des échauffements importants à l'interface de contact. De plus, cette réduction d'échelle entraîne également des modifications dans les phénomènes intervenant à l'interface du contact lors des commutations du micro-interrupteur. Par exemple, les forces de contact étant faibles, il va être difficile de rompre mécaniquement un éventuel film de contaminants ou d'oxyde en extrême surface des électrodes de contact. Ceci posera donc le problème du passage des électrons à travers des films isolants. De surcroît, le mode de transport des électrons diffère en fonction des dimensions de la constriction. En effet, lorsque les aires de contact se rapprochent du libre parcours moyen des électrons, ces derniers circulent de manière balistique à l'intérieur de la constriction [2]. Ainsi, le transport à l'interface de contact se fera de manière quasi-élastique sans perte d'énergie dans la constriction. Pour différencier le microcontact de son homologue macroscopique, on peut citer en exemple la rupture de la loi de Paschen² à ces petites échelles : le faible espace entre les microélectrodes et la concentration des électrons au niveau des aspérités modifie le champ électrique en extrême surface et entraîne des conditions d'arc à l'interface de contact alors en dehors de la courbe de Paschen. Citons encore, les forces d'adhésion à l'interface de contact qui prennent une importance considérable à ces échelles et peuvent affecter le fonctionnement du micro-interrupteur.

Tous ces éléments seront détaillés par la suite, mais on comprend déjà pourquoi la physique du microcontact diffère de celle du macro-contact. En effet, de nombreux phénomènes négligeables à l'échelle macroscopique ont ici une place prédominante à l'échelle microscopique. Pourtant, les différents modèles existants restent largement inspirés par ceux décrivant le comportement du macro-contact.

Au final, de nombreux paramètres interfèrent avec le comportement électromécanique du microcontact lors des différentes sollicitations mécaniques et électriques. C'est pourquoi il est

² Loi théorique explicitant l'apparition de l'arc électrique entre deux électrodes planes et parallèles immergées dans un gaz, en fonction de la pression et de la température de ce gaz et de la distance entre les électrodes.

extrêmement compliqué de prendre en considération tous les paramètres qui influent sur la physique du microcontact. Une liste non-exhaustive peut tout de même être dressée (cf. Figure 18) :

- La conductivité thermique (σ_t) et électrique (σ_e) des matériaux de contact
- Les propriétés mécaniques des spots de contact (module d'élasticité E , qui décrit le comportement élastique des métaux de contact, et la dureté H , qui décrit son comportement plastique)
- La rugosité des surfaces de contact (Ra)
- L'énergie d'adhésion des surfaces (γ)
- La raideur mécanique du contact (k)
- Le taux d'humidité à proximité du contact (Rh)
- La tension électrique aux bornes du contact (V_c)
- La force de contact (F_c)
- Le courant traversant le contact (I_c)
- La température à l'interface de contact (T_c)

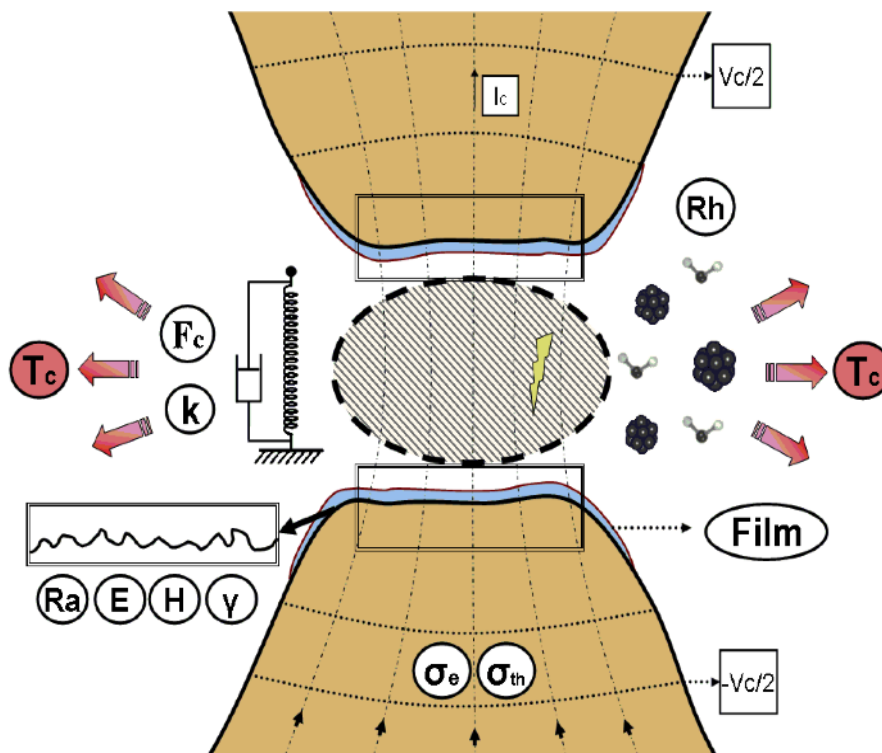


Figure 18 – Schéma représentant les paramètres influents sur le comportement du microcontact

2.2 MÉCANIQUE DU CONTACT

Tout d'abord, il est important de caractériser l'état de surface ainsi que la déformation des aspérités des électrodes de contact si l'on veut modéliser la résistance électrique de contact. Nous allons voir que l'évolution de la superficie du contact réel en fonction de la force appliquée est un paramètre important dans la compréhension du comportement électromécanique du microcontact.

Plusieurs modèles analytiques et numériques ont été développés pour décrire la déformation mécanique des aspérités de contact. Dès 1882, Hertz a été un des premiers à décrire avec efficacité le contact mécanique entre deux surfaces, initialement pour comprendre l'impact de la force sur les propriétés optiques de deux lentilles en contact. Sa théorie est largement utilisée dans la théorie actuelle du contact tribologique. Hertz fait l'hypothèse d'un contact purement élastique, en négligeant la rugosité des surfaces pour un contact sphère/plan [1]. Au XX^e siècle, Holm introduit l'idée que la contrainte mécanique supportée par les aspérités de contact peut être localement très élevée, permettant ainsi de déformer plastiquement les spots de contact, bien que la déformation moyenne du contact se trouve dans le régime élastique [2]. En 1966, Greenwood et Williamson publièrent une nouvelle théorie du contact plus proche de la réalité des surfaces de contact [8]. Ils montrèrent la dépendance entre la déformation du contact et la topologie des surfaces, et établirent un critère permettant de distinguer les surfaces déformées élastiquement de celle déformées plastiquement. Ils déduisirent de leurs calculs que la déformation des aspérités de contact est très fréquemment plastique. Leurs travaux ont permis d'établir la base des modélisations du contact répartissant sa fonction sur plusieurs aspérités. Les travaux de McCool sur les surfaces rugueuses anisotropes avec une distribution aléatoire des aspérités se sont révélés en adéquation avec les travaux de Greenwood et Williamson [1]. En pratique, le modèle de Hertz est utilisé pour une déformation purement élastique (zone I sur la Figure 19), tandis que le modèle d'Abbott et Fireston est utilisé pour les déformations à composante plastique majoritaire (zone III sur la Figure 19), en supposant qu'il n'y ait pas de fluage du matériau durant le processus de déformation [9]. Chang, Eason et Bogy [10] ont édifié un modèle (modèle CEB) permettant de décrire un comportement intermédiaire, dans le cas de déformations dites élasto-plastiques (zone II sur la Figure 19),

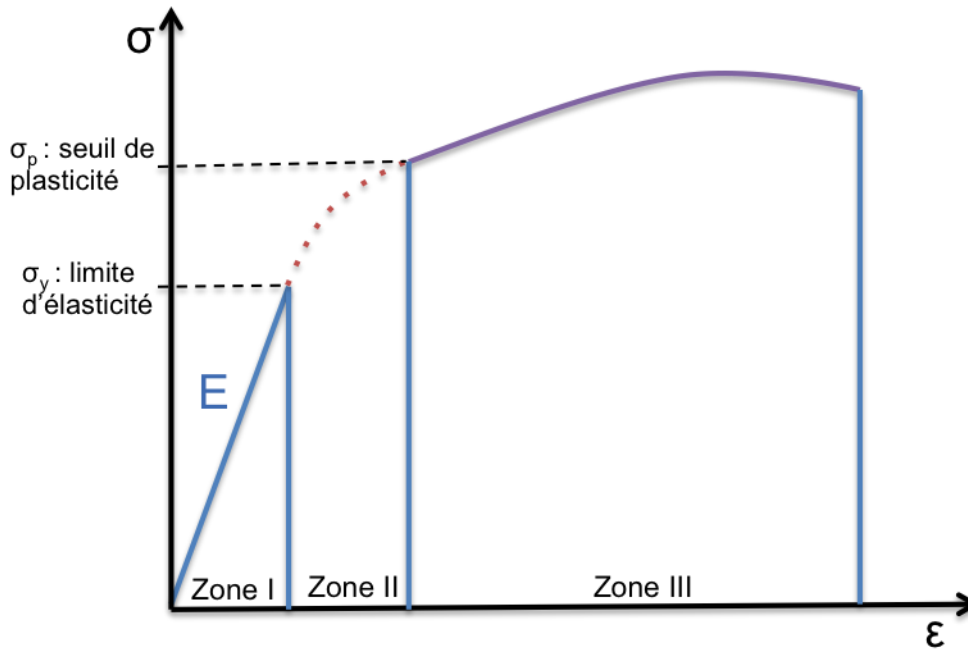


Figure 19 – Courbe typique contrainte / déformation d'un métal

Afin de modéliser le comportement de la résistance de contact en fonction de la force de contact, nous étudierons dans un premier temps les différents modèles permettant de calculer l'aire de contact en fonction de la région de déformation, et ce, pour une aspérité unique de contact, les modèles multi-aspérités étant une extension de ces modèles élémentaires.

2.2.1 DÉFORMATION ÉLASTIQUE

Lors de l'établissement d'un contact en régime élastique, les aspérités de surface subissent une déformation décrite par la loi de Hooke entre la contrainte σ et la déformation résultante ϵ :

$$\sigma = E\epsilon \quad \text{Équation 1}$$

où E correspond au module d'élasticité. L'application de la théorie hertzienne suppose que les matériaux soient isotropes et homogènes, que le contact entre les surfaces se fasse sans frottement, que les dimensions de la région de contact déformée restent petites comparées au rayon principal des surfaces non déformées et enfin que les surfaces en regard soient continues. Si la contrainte générée par la force de contact est inférieure à la limite d'élasticité, on est dans le cas d'une déformation purement élastique sur un contact sphère/plan, et l'aire de contact A_c peut s'exprimer ainsi :

$$A_c = \pi R d \quad \text{Équation 2}$$

où R est le rayon de courbure de l'aspérité, et d la déformation verticale de l'aspérité (cf. Figure 20).

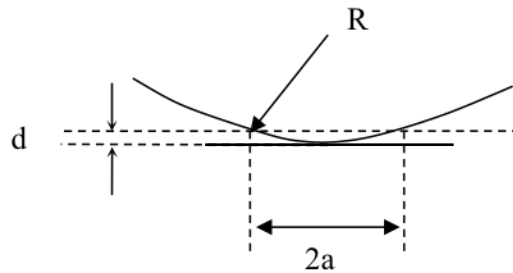


Figure 20 - Déformation d'une aspérité en contact

La loi de Hertz permet ainsi d'exprimer la force de contact F_C en fonction de la déformation d telle que :

$$F_C = \frac{4}{3} E' d \overline{Rd} \quad \text{Équation 3}$$

où E' est le module réduit de Hertz qui s'exprime ainsi :

$$\frac{1}{E'} = \frac{1-\nu_1^2}{E_1} + \frac{1-\nu_2^2}{E_2} \quad \text{Équation 4}$$

où E et ν sont respectivement le module d'élasticité et le coefficient de Poisson, les indices 1 et 2 faisant référence aux matériau 1 et matériau 2.

En considérant une aire circulaire, le rayon de contact a_{el} , dans le cas d'une déformation élastique, peut s'exprimer grâce aux équations 1 et 2 :

$$a_{el} = \sqrt[3]{\frac{3F_C R}{4E'}} \quad \text{Équation 5}$$

On pourra ainsi calculer l'aire de contact en fonction de la force appliquée sur le contact dans un cas purement élastique. Si la contrainte appliquée au contact est supérieure à la limite d'élasticité, la déformation devient irréversible et ce modèle n'est plus valide.

2.2.2 DÉFORMATION PLASTIQUE

Si la contrainte générée par la force de contact est supérieure au seuil de plasticité, on est dans le cas d'une déformation à dominante plastique. Pour des niveaux de contrainte supérieurs au seuil

de plasticité, un écoulement de la matière se produit vers l'extérieur des aspérités, menant à un accroissement de l'aire de contact (cf. Figure 21).

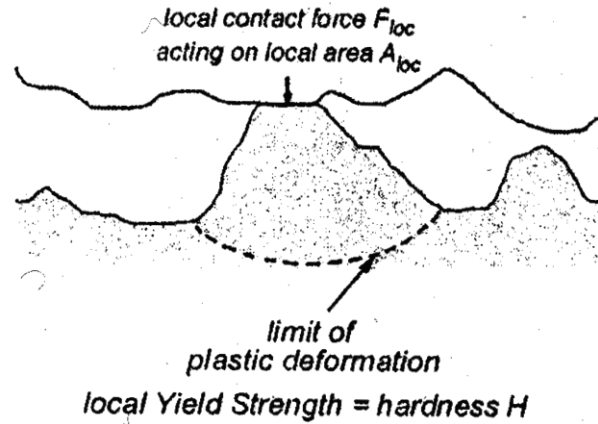


Figure 21 – Schéma de l'écrasement d'une aspérité

Se faisant, pour une force de contact constante, la contrainte $\sigma = F_c/A$ diminue, jusqu'à tendre vers une pression d'équilibre, appelé la pression de rupture à l'écrasement (\approx la dureté H), qui vaut trois fois le seuil de plasticité.

Ainsi, la section de chacun des points en contact, et le nombre de points concernés, augmentent, mais la pression globale reste théoriquement constante et égale à la dureté H du corps le moins dur. La force de contact peut s'exprimer en fonction de l'aire grâce au modèle d'Abbott et Firestone [9], telle que :

$$F_c = HA_c \quad \text{Équation 6}$$

Où H correspond à la dureté du matériau le plus mou. Ainsi, le rayon de l'aire circulaire de contact est ainsi égale à :

$$a_{pl} = \sqrt{\frac{F_c}{H\pi}} \quad \text{Équation 7}$$

Ce modèle suppose que le phénomène de fluage soit stabilisé. Lorsque le niveau de contrainte est intermédiaire entre ces deux modèles, la déformation est dite élastoplastique.

2.2.3 DÉFORMATION ÉLASTOPLASTIQUE

La discontinuité dans la variation de l'aire de contact à la transition entre le comportement élastique idéal et le comportement plastique idéal peut être étudiée grâce au modèle de CEB précité. Ce modèle intègre cette discontinuité en supposant que le volume des aspérités de surface déformées est conservé. Ainsi, on peut décrire la déformation d'un matériau lorsqu'une partie de l'aire de contact est déformée plastiquement alors que le reste du matériau subit une déformation élastique [11]. Dans ce cas-là, l'aire de contact générée par une telle déformation s'exprime ainsi :

$$A_C = \pi R d \left(2 - \frac{d_c}{d} \right) \quad \text{Équation 8}$$

où d_c correspond à la déformation normale critique à partir de laquelle commence la déformation plastique :

$$d_c = R \frac{K_H H \pi}{2E'}^2 \quad \text{Équation 9}$$

avec K_H correspond au coefficient de dureté des métaux au début de la déformation de la zone plastique, donné par la relation :

$$K_H = 0,454 + 0,410\nu \quad \text{Équation 10}$$

où ν correspond au coefficient de Poisson. On peut ainsi exprimer la force de contact en fonction de l'aire de contact :

$$F_c = K_H H A_C \quad \text{Équation 11}$$

Ainsi, le rayon de l'aire circulaire de contact s'écrit donc :

$$a_{el-pl} = \sqrt{R d \left(2 - \frac{d_c}{d} \right)} \quad \text{avec } d > d_c \quad \text{Équation 12}$$

Chang et al. [12] ont apporté une modification à ce modèle afin de prendre en compte une discontinuité qui apparaissait à la transition entre la déformation élastique et élastoplastique. Si on considère que dans les métaux, le seuil de plasticité σ_p est relié à la dureté H par la relation $\sigma_p = 0,354 H$, la force de contact pour une déformation élastoplastique devient :

$$F_c = \left(1,062 + 0,354 \frac{2}{3} K_y - 3 \frac{d_c}{d} \right) H A_C \quad \text{Équation 13}$$

où K_y est le coefficient d'élasticité des métaux égal à :

$$K_y = 1,128 + 1,158\nu \quad \text{Équation 14}$$

Ainsi, le rayon de l'aire de contact s'exprime de la façon suivante :

$$a_{el-pl} = \frac{F_c}{1,062 + 0,354 \frac{2}{3} K_y - 3 \frac{d_c}{d} H\pi} \quad \text{Équation 15}$$

Nous avons vu à partir de ces trois modèles que le rayon de l'aire de contact est fonction de la force de contact pour chaque mode de déformation des aspérités. Ces équations permettent de modéliser le contact mécanique à chaque étape de vie du micro-interrupteur. Lors des premières mises en contact des aspérités, le mode de déformation sera principalement plastique. Puis au bout de plusieurs commutations, on atteint le domaine élastoplastique pour tendre, au fur et à mesure, vers le seuil de plasticité. A ce moment-là, on parle de régime stabilisé dans le domaine élastique. Ainsi, nous considérerons seulement le cas purement plastique lorsque le nombre d'actionnements reste limité.

Cependant ces modèles considèrent une aspérité de contact unique pour laquelle les surfaces de contact sont stables à force maximale, c'est-à-dire en négligeant les phénomènes de fluage.

2.3 RÉSISTANCE ÉLECTRIQUE DE CONTACT

La résistance de contact d'un interrupteur MEMS est le résultat de la constriction (resserrement des lignes de courant qui traversent les micro-aspérités conductrices) des lignes de courant à l'interface de contact qui contribue à augmenter la résistance électrique de contact. Cet étranglement du courant provoque localement une élévation de la densité de courant et tend à augmenter le potentiel électrique entre les bornes du contact (*i.e.* à resserrer les lignes équipotentielles) [1].

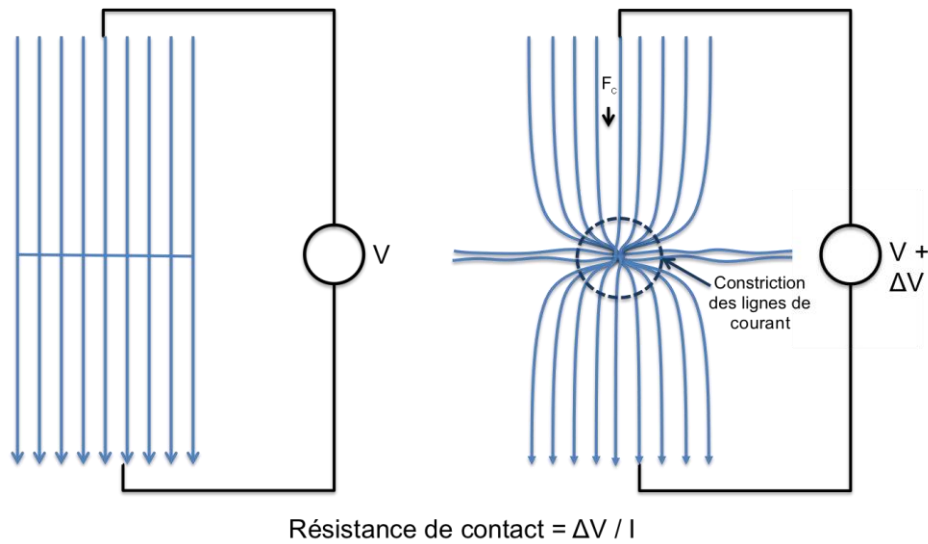


Figure 22 - Schéma de la constriction à l'interface de contact

Le transport des électrons à travers cette constriction peut être diffusif, balistique ou quasi-balistique (cf. Figure 23), en fonction du rayon de l'aire de contact et du libre parcours des électrons (de l'ordre de la dizaine de nanomètres pour la plupart des métaux). Le modèle permettant de déterminer cette résistance de contact va également devoir prendre en compte les multiples aspérités par lesquelles passe le courant dans un même contact.

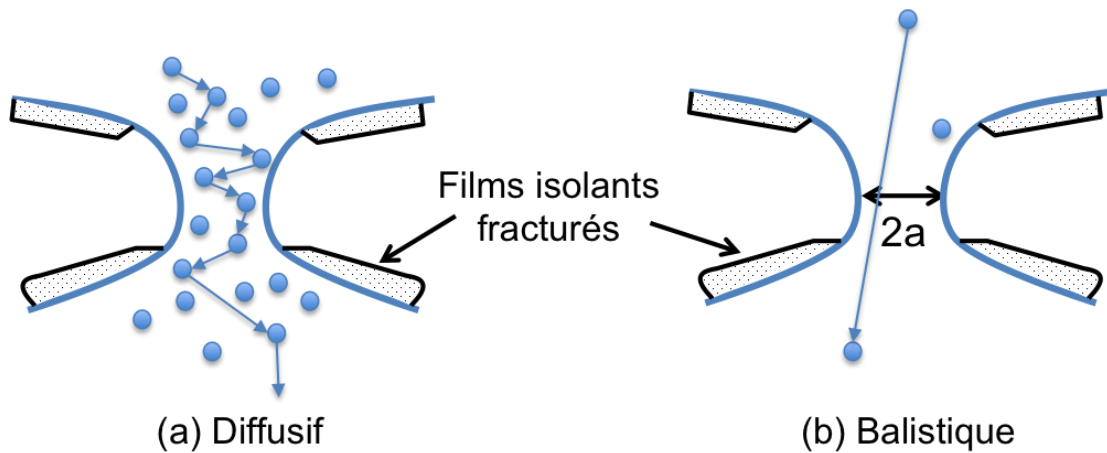


Figure 23 - Transport des électrons dans la constriction (a) diffusif (b) balistique

2.3.1 TRANSPORT DIFFUSIF DES ÉLECTRONS

Tout d'abord, si l'on considère un rayon de contact circulaire, on parlera de contact diffusif ou ohmique si le rayon de contact est au moins un ordre de grandeur supérieur au libre parcours moyen des électrons l_e dans le métal ($l_e \ll a$). Dans ce cas-là, la loi d'Ohm peut s'appliquer partout:

$$E = \nabla V = \rho J \quad \text{Équation 16}$$

où E correspond à la valeur absolue du champ électrique, V la chute de potentiel, ρ la résistivité et J la densité de courant. La résistance de contact mesurée est essentiellement dominée par un mécanisme de diffusion à l'interface de contact. En effet, la résistance est directement liée à la constriction des lignes de courant, entraînant une augmentation de la différence de potentiel aux bornes du contact. Il suffit de résoudre l'équation de Laplace $\nabla^2 V = 0$ aux conditions limites et on obtient ainsi l'expression de cette résistance de constriction, dite de Maxwell [13]:

$$R_M = \frac{\rho_1}{4a} + \frac{\rho_2}{4a} = \frac{\rho}{2a} \quad \text{Équation 17}$$

où ρ_1 et ρ_2 correspondent à la résistivité de chaque membre du contact et ρ à la résistivité de contact équivalente telle que :

$$\rho = \frac{\rho_1 + \rho_2}{2} \quad \text{Équation 18}$$

Pour un spot de contact unique, on peut établir la relation entre la résistance de contact et le rayon de l'aire de contact pour une déformation élastique tel que :

$$R_{M \text{ el}} = \frac{\rho}{2} \sqrt{\frac{4E'}{3F_C R}} \propto F_C^{-1/3} \quad \text{Équation 19}$$

et dans le cas d'une déformation plastique :

$$R_{M \text{ pl}} = \frac{\rho}{2} \frac{\overline{H\pi}}{F_C} \propto F_C^{-1/2} \quad \text{Équation 20}$$

Dans le cas d'une déformation élastoplastique, bien que l'expression analytique soit plus complexe, l'utilisation du modèle CEB (équation 16) permet de même de déterminer la résistance de Maxwell.

2.3.2 TRANSPORT BALISTIQUE DES ÉLECTRONS

Ce modèle doit être utilisé lorsque le libre parcours moyen des électrons est plus grand que le rayon de l'aire de contact. Dans ce cas les électrons traversent la constriction de manière élastique, sans phénomène de diffusion: c'est ce que l'on appelle le transport balistique [14]. Lorsque $l_e \gg a$, la forme locale de la loi d'Ohm ne peut plus être appliquée au voisinage des

aspérités de contact. Les deux électrodes de contact sont considérées comme deux réservoirs d'électrons dont la distribution énergétique obéit à la loi de Fermi-Dirac [1] :

$$f \pm E = \frac{1}{1 + \exp \frac{W_e - E_F \pm eV/2}{kT}} \quad \text{Équation 21}$$

où W_e , E_F , k et T correspondent respectivement à l'énergie totale des électrons, l'énergie de Fermi du métal considéré, la constante de Boltzmann et la température absolue. La conduction des électrons dans le spot de contact est dominée par la résistance de Sharvin R_S [15] qui correspond à l'approximation classique du comportement balistique des électrons et s'exprime en fonction du rayon de contact a :

$$R_S = \frac{4\rho K}{3\pi a} \quad \text{Équation 22}$$

Où K est le nombre de Knudsen donné par la relation:

$$K = \frac{l_e}{a} \quad \text{Équation 23}$$

Ainsi, dans le cas d'une déformation élastique, la résistance de Sharvin s'exprime en fonction de la force de contact tel que :

$$R_S = \frac{4\rho K}{3\pi} \sqrt{\frac{4E'}{3F_C R}} \propto F_C^{-1/3} \quad \text{Équation 24}$$

et dans le cas d'une déformation plastique :

$$R_S = \frac{4\rho K}{3\pi} \frac{\overline{H\pi}}{F_C} \propto F_C^{-1/2} \quad \text{Équation 25}$$

2.3.3 TRANSPORT QUASI-BALISTIQUE

Si les deux précédents modèles ne sont pas applicables, *i.e.* si $l_e \sim a$, une configuration mixte est nécessaire pour modéliser le transport des électrons dans la constriction. Wexler a donné une solution à l'équation de Boltzmann en utilisant un principe variationnel pour maintenir la continuité du comportement de conduction entre le domaine diffusif et le domaine balistique. La résistance de Wexler R_W résulte d'une interpolation simple entre la résistance de Sharvin R_S et la résistance de Maxwell R_M [16]:

$$R_W = \Gamma K R_M + R_S \quad \text{Équation 26}$$

Où $\Gamma(K)$ est une fonction d'interpolation Gamma illustrée sur la Figure 24 [16].

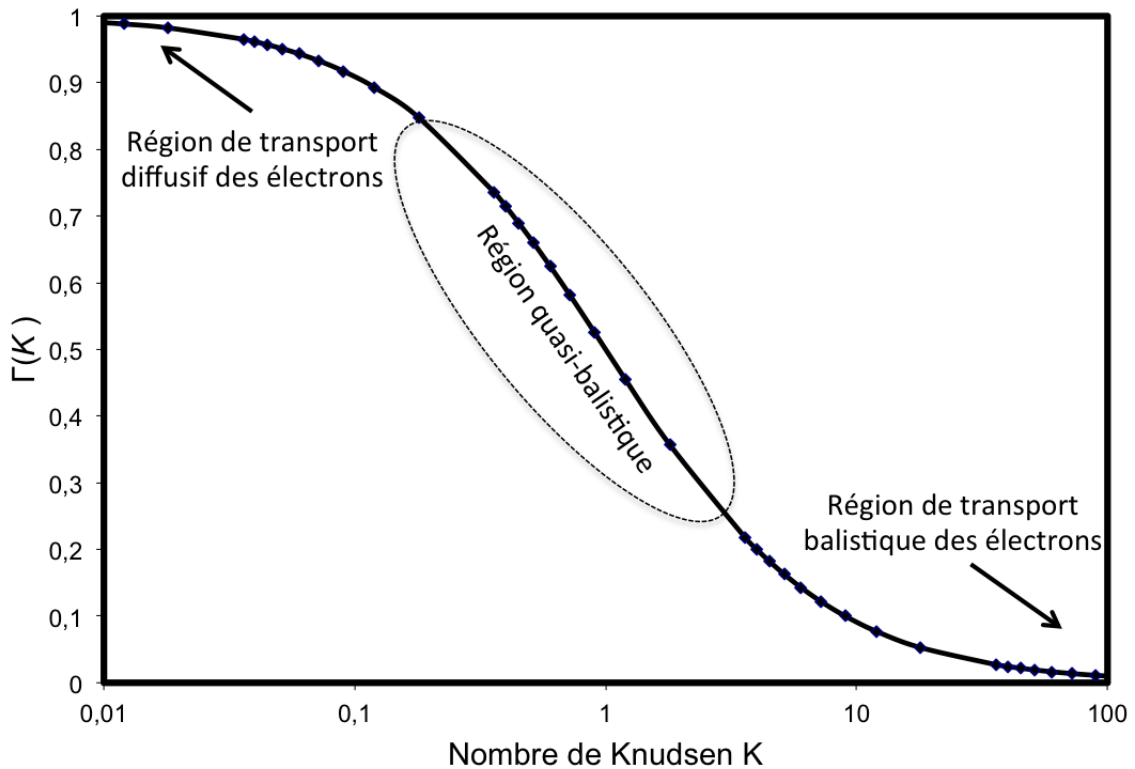


Figure 24: Illustration de la fonction d'interpolation $\Gamma(K)$ en fonction du nombre de Knudsen

Majumder a décrit cette fonction telle que [17]:

$$\Gamma(K) = \frac{2}{\pi} \int_0^{\infty} e^{-Kx} \text{sinc } x \, dx \quad \text{Équation 27}$$

2.4 INFLUENCE DE L'ETAT DES SURFACES DE CONTACT

2.4.1 MODELISATION D'UN CONTACT MULTI-ASPERITE

Il faut garder à l'esprit que le courant circule dans le contact à travers plusieurs spots. En effet, lorsque les deux surfaces des électrodes entrent en contact, seules les aspérités les plus hautes viendront s'écraser sur l'électrode opposée (cf. Figure 25).

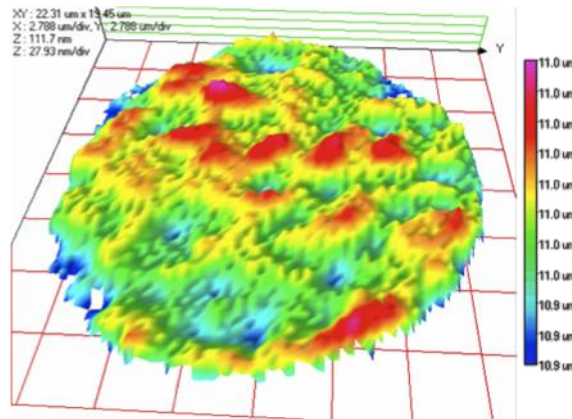


Figure 25 – Reconstitution 3D d’une vue profilométrique d’un contact initial en or pulvérisé

L'approche la plus simple consiste à considérer que la conductance totale $1/R_{eff}$ est égale à la somme des conductances $1/R_n$ des multiples aspérités en contact avec différents rayons de spots de contact.

$$\frac{1}{R_{eff}} = N \frac{1}{R_n} \tag{Équation 28}$$

Autrement dit, le rayon de contact effectif a_{eff} est égal la somme de tous les rayons des aspérités en contact [3][18] tel que :

$$a_{eff} = N a_n = N a \tag{Équation 29}$$

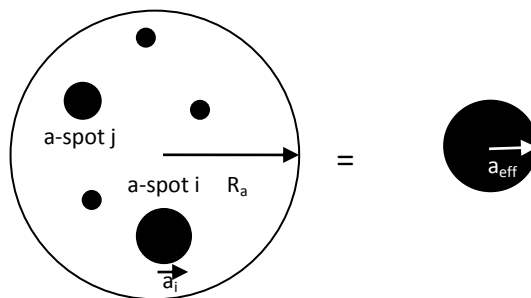


Figure 26 – Modèle du rayon de contact effectif pour un contact avec plusieurs aspérités

Cette expression est correcte si les différents chemins du courant sont assez espacés les uns des autres pour éviter toute interaction. En effet, les électrons auront tendance à se repousser si les différents spots sont trop rapprochés. En cas d’interaction entre les différentes zones de contact, le problème est insoluble de manière analytique. Cependant trois modèles différents existent pour calculer une approximation [1] de la résistance équivalente : le modèle de Holm [2], celui de

Greenwood [8] et celui de Boyer [19]. Ces approximations mettent en jeu N aspérités identiques de rayon a , avec R_G le rayon apparent globale du contact.

$$R_{M-Holm} = \frac{\rho}{2Na} + R_H \text{ où } R_H = \frac{\rho}{2R_a} \quad \text{Équation 30}$$

$$R_{M-Greenwood} = \frac{\rho}{2Na} + R_G \text{ où } R_G = \frac{16\rho}{3\pi^2 R_a} \quad \text{Équation 31}$$

$$R_{M-Boyer} = \frac{\rho}{2Na} + R_B \text{ où } R_B = \frac{\rho}{2R_a} \left[1 - \frac{1}{\sqrt{N}} \left(N \frac{a^2}{R_a^2} \right)^{\frac{\sqrt{N}-1}{2}} \right] \quad \text{Équation 32}$$

La seule différence entre ces trois modèles est la façon dont l'interaction entre les différents points de contact est calculée. Le modèle de Holm est une approximation qui peut être suffisante si $N \gg 1$. Ce modèle sous-estime systématiquement l'interaction entre les zones de contact par rapport au modèle de Greenwood tandis que le modèle de Boyer donne une correction plus sophistiquée, prenant en compte le nombre d'aspérités dans le terme correcteur. Le modèle du spot de contact unique effectif sous-estime légèrement les modèles à plusieurs aspérités [20]. Dans le cas des microcontacts, le rayon des aspérités est faible par rapport au rayon global apparent du contact qui lui est très grand. On peut ainsi considérer que les interactions entre les différents chemins de conduction sont négligeables. De plus, les modèles de Holm, Greenwood et Boyer (équation 30, 31 et 32) considèrent seulement un transport ohmique des électrons à l'interface de contact. Nous utiliserons donc l'équation 29 dans nos calculs et le rayon de contact a sera remplacé par le rayon de contact effectif a_{eff} dans les modèles précédents.

2.4.2 FILMS ISOLANTS

Les modélisations de la résistance de contact fournissent généralement des valeurs plus faibles que celles mesurées. Dans les modèles précédents, les effets des films de contamination et/ou d'oxyde ont été négligés. La présence de cette hypothèse simplificatrice sert la plupart du temps à justifier les écarts entre les mesures et la prédiction des modèles analytiques [20][21][22][23][24][25][26]. En effet, ces films modifient considérablement les propriétés électriques superficielles des métaux. Cependant, ils sont difficiles à caractériser et calculer la résistance additionnelle engendrée par la présence de ces films isolants n'est pas chose aisée. Leur résistivité et leur épaisseur (souvent discontinue) doivent être connues afin d'évaluer leur impact

sur la résistance totale de contact. Par ailleurs, il est difficile de connaître la nature de ces films ainsi que la proportion de la surface de conduction électrique recouverte par ces films. Si l'on considère la résistance de ces films R_f et la résistance de Wexler purement métallique R_W , en première approximation, la résistance totale de contact se calcule comme pour un montage série [2]:

$$R_C \text{ total} = R_W + R_f \text{ avec } R_f = \frac{\rho_{films} t}{A_C} \quad \text{Équation 33}$$

Où ρ_{films} correspond à la résistivité du film, t l'épaisseur de ce film et A_C l'aire de contact. Kogut et Komvopoulos [24] ont établi un modèle permettant de simuler la résistance de contact en prenant en compte la topographie des surfaces (représentation fractale), les déformations élasto-plastiques des aspérités, et la présence de films de contamination sur les surfaces de contact. Dans ces travaux, ils envisagent le passage des électrons à travers ces films par effet tunnel notamment à l'aide d'une approche quantique du problème. En effet, ces couches peuvent présenter un caractère isolant ou semi-conducteur suivant leur nature, et être suffisamment fines pour que les effets de volume soient ignorés. Sous l'effet d'un champ électrique, la barrière de potentiel est abaissée et amincie jusqu'à être franchie par les électrons suivant le mécanisme d'effet tunnel (cf. Figure 27). Plus le champ électrique est élevé, plus la probabilité qu'un électron traverse la barrière est élevée.

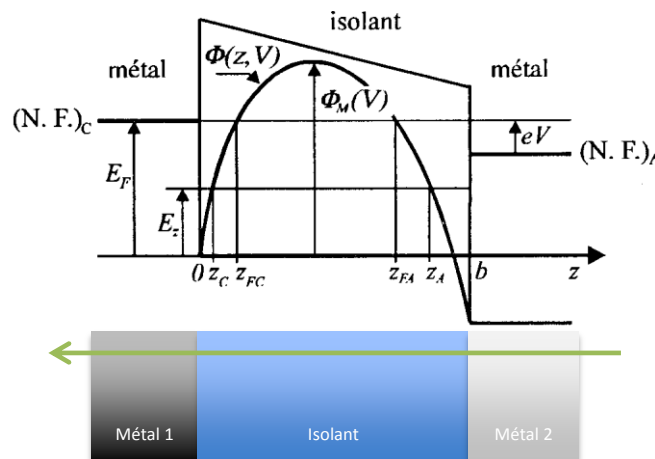


Figure 27 – Diagramme énergétique correspondant à la situation d'un film isolant entre deux électrodes métalliques [1]

Pour des épaisseurs d'isolant très faibles, la résistance mesurée ne correspond pas à la valeur calculée suivant la relation $R_f = \frac{\rho_{films} e}{A}$ [1]. On doit alors introduire la « résistivité superficielle

d'effet tunnel » Θ_0 en $\Omega.m^2$, pour caractériser les propriétés conductrices de telles couches. Cette résistivité superficielle dépend de la nature de la couche et de son épaisseur, et permet de calculer la résistance due au film isolant telle que :

$$R_f = \frac{\Theta_0}{S} \quad \text{Équation 34}$$

où S correspond à la surface qu'occupe cette couche isolante.

De plus, si le passage du courant à proximité de ces zones isolantes crée de la chaleur par effet Joule, les électrons de part et d'autre de la barrière énergétique vont pouvoir gagner assez d'énergie pour quitter leurs niveaux de Fermi. Si l'énergie accumulée par excitation thermique est plus grande que le travail de sortie des électrons, ces derniers vont pouvoir traverser l'isolant (cf. Figure 28). Ce phénomène cumulé à la présence d'un champ électrique entre les électrodes s'appelle l'effet Schottky.

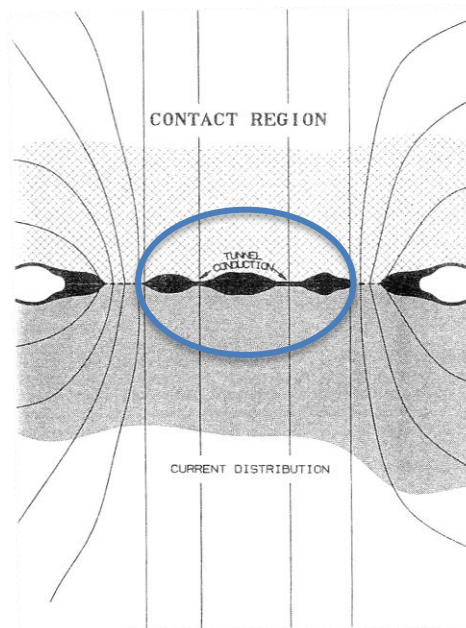


Figure 28 – Distribution du flux de courant à l'interface de contact en présence de films isolants

[5]

2.5 FLUAGE DES ASPERITES DE CONTACT

Lors du maintien d'un micro-interrupteur en position fermée, on observe généralement un phénomène de fluage à l'interface de contact qui correspond à une déformation dans le temps des aspérités de contact soumises à une force constante. L'aire des aspérités de contact augmente

ainsi dans le temps. La résistance de contact continue donc à décroître même après 90 minutes de maintien (cf. Figure 29).

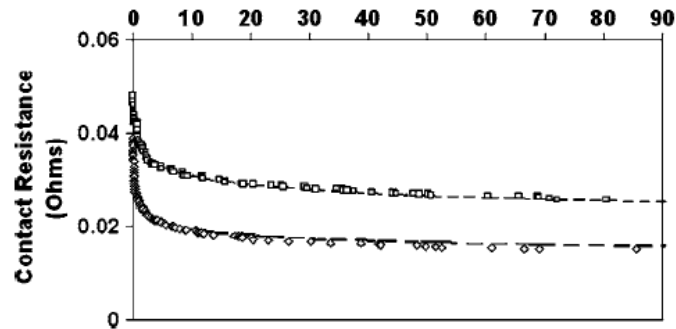


Figure 29 - Evolution de la résistance de contact pour un contact Au/Au en fonction du temps [27]

Ce phénomène a été observé à de nombreuses reprises en mesurant la variation dans le temps de la résistance de contact à force constante et peut être décrit par une loi de puissance [27][28][29][30][31] :

$$R(t) = Bt^{-\alpha} + C \quad \text{Équation 35}$$

où B , C et α sont des paramètres empiriques. Le premier reflète la topographie du contact et augmente avec la rugosité. Le second correspond à la valeur asymptotique de la résistance de contact et le dernier correspond aux propriétés intrinsèques du matériau caractérisant son comportement en fluage.

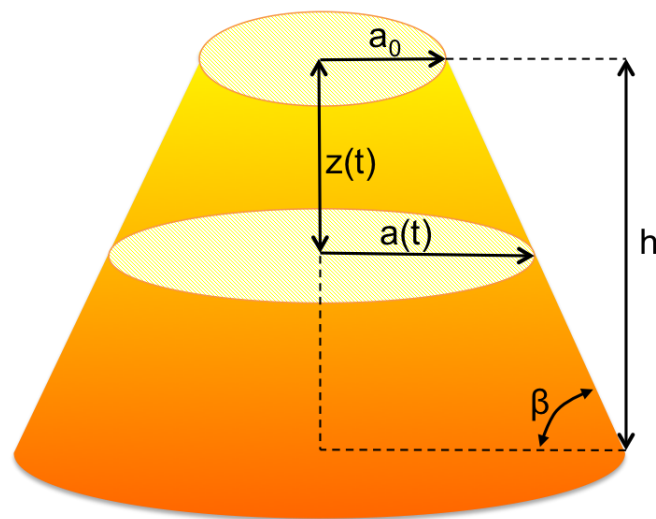


Figure 30 - Schéma d'une aspérité soumise au phénomène de fluage [27]

Rezvanian et al. [27] ont conçu un modèle permettant de calculer ces paramètres à partir d'un modèle géométrique d'une aspérité conique (cf. Figure 30) grâce à la formule décrivant le taux de déformation dans un cas classique de fluage mécanique :

$$\varepsilon = C \sigma^p e^{-\frac{Q_c}{kT_c}} \quad \text{Équation 36}$$

Où ε correspond au taux de fluage, C une constante dépendant du matériau et du phénomène de fluage, Q_c l'énergie d'activation pour le fluage, σ la contrainte appliquée, k la constante de Boltzmann, p l'exposant de contrainte et T_c la température de contact. En considérant h la longueur initiale de l'aspérité, F la force appliquée sur cette aspérité, β l'angle entre le plan de surface et le bord de l'aspérité, on obtient les expressions :

$$B = \frac{\rho}{2} \frac{h C e^{-\frac{Q_c}{kT_c}} F^{1+2p}}{\pi^p \tan(\beta)} \quad \text{Équation 37}$$

et
$$\alpha = \frac{1}{1+2p} \quad \text{Équation 38}$$

Par ailleurs, le nombre d'aspérités peut également augmenter durant le maintien des électrodes en contact (cf. Figure 31).

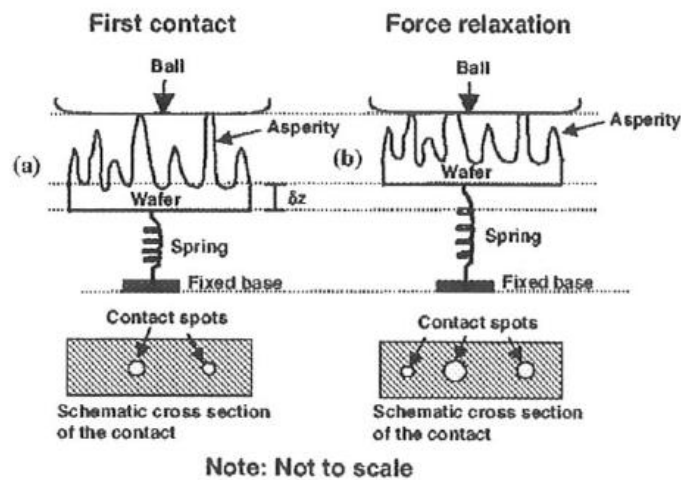


Figure 31 – Augmentation du nombre d'aspérités de contact à force maximale [26]

Bien que la déformation initiale des aspérités soit suffisante pour supporter la charge de contact, le phénomène de fluage peut entraîner la déformation d'aspérités additionnelles, et ainsi augmenter l'aire effective de contact électrique.

2.6 EFFETS PERTURBATEURS

2.6.1 EFFET DE TAILLE

L'épaisseur des couches minces déposées pour réaliser le contact ainsi que la nature du substrat vont avoir une influence sur le comportement électromécanique du microcontact [32]. En effet, lors de la charge du contact, on observe tout d'abord la déformation des aspérités à la surface de contact et ensuite la déformation du film à l'échelle macroscopique. Le film mince constituant le matériau de contact est en général déposé sur un substrat dont la dureté est plus élevée et qui va ainsi limiter les déformations à l'interface de contact. La déformation plastique à l'interface de contact va donc être influencée par la dureté du substrat. Dans les essais de nano-indentation sur couches minces, on considère que l'influence du substrat apparaît au-delà d'une profondeur de 10% de l'épaisseur du film mince que l'on souhaite caractériser [34]. Kwon et *al.* ont mis en évidence ce phénomène en observant une stabilisation du rayon de contact à forte charge (cf. Figure 32).

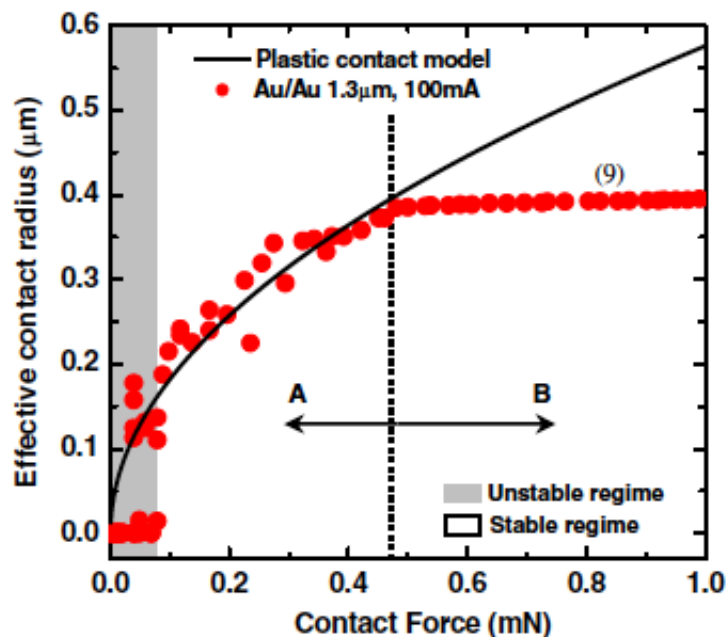


Figure 32 – Comparaison de l'évolution du rayon de contact effectif avec un modèle purement plastique [32]

Outre cet effet purement mécanique de confinement des déformations, une variation de l'épaisseur des films minces et/ou du nombre de grains dans l'épaisseur engendrent également des modifications dans la conduction des électrons à l'intérieur de ces films. En effet, si cette épaisseur est faible, ou si le nombre de grains augmente, les chocs des électrons avec la surface du

film et les joints de grains vont dominer les phénomènes de conduction, la résistivité va ainsi augmenter et dépendre de l'épaisseur de la couche et du libre parcours moyen des électrons [34]. De même, la conductivité thermique des matériaux va diminuer avec cet effet de taille. De plus, Timsit note que lorsque le diamètre effectif de contact est du même ordre de grandeur que l'épaisseur de la couche, il apparaît une résistance additionnelle due à une déformation supplémentaire des lignes de courant lors du passage des électrons dans la couche mince [35]. Dans ce cas l'hypothèse de Holm, qui suppose un contact réalisé entre deux membres semi-infinis, n'est en effet plus vérifiée [2].

2.6.2 EFFET DE PEAU

Lorsque un courant alternatif parcourt un matériau conducteur, on observe un effet de peau à haute fréquence. Les lignes de courant vont pénétrer dans le conducteur à une profondeur électromagnétique δ tel que :

$$\delta = \frac{\sqrt{\rho}}{\pi f \mu_0} \quad \text{Équation 39}$$

Où f correspond à la fréquence du signal et μ_0 à la perméabilité magnétique du vide. La profondeur de pénétration est donc inversement proportionnelle à la fréquence d'excitation du signal et devient inférieure à $2,8\mu\text{m}$ lorsque la fréquence atteint 1GHz pour les métaux. Ainsi, à fréquence très élevée, la pénétration devient inférieure à l'épaisseur du film et une portion réduite du conducteur sera utilisée pour conduire le courant [36] (cf. Figure 33).

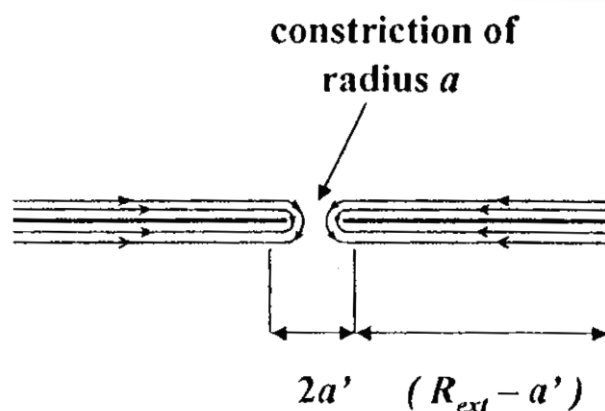


Figure 33 – Effet de peau dans une constriction métallique [36]

Ceci peut entraîner une résistance qui s'additionne au phénomène de constriction, correspondant à la résistance de l'anneau extérieur $R_{\text{ext-ring}}$ dans lequel le courant passe effectivement, tel que :

$$R_{\text{ext-ring}} = \frac{\rho}{2\pi\delta} \ln \frac{R_{\text{ext}}}{a'} \quad \text{Équation 40}$$

où R_{ext} correspond au rayon extérieur de l'anneau de contact et a' au rayon intérieur de l'anneau de contact.

Les modèles présentés dans les paragraphes précédents ne prennent pas en compte tous ces phénomènes liés à l'utilisation de couche mince comme revêtement de contact car la caractérisation et la modélisation de ces effets sont trop complexes.

2.7 CONCLUSION

Des macro- aux micro- contacts, le changement d'échelle modifie la physique à l'interface des jonctions métalliques. Nous avons vu tout d'abord que les faibles forces de contact disponibles dans les micro-interrupteurs génèrent des phénomènes dimensionnant la fiabilité des microcontacts et qui étaient négligeables à l'échelle macroscopique. Ensuite, les différents modèles analytiques présentés dans ce chapitre vont nous permettre d'étudier le comportement électromécanique des contacts à l'échelle microscopique. Le modèle quasi-balistique sera principalement utilisé pour calculer le rayon de contact effectif à partir de mesures de résistance électrique de contact. Par ailleurs, les modèles mécaniques nous permettront de discuter du mode de déformation du microcontact en fonction de la force appliquée. De même, l'étude des effets introduits par la présence de films isolants, nous permettra d'apprécier l'influence de l'état de surface sur les résultats obtenus dans la suite de ce manuscrit.

2.8 RÉFÉRENCES

- [1] L. Féchant. *Le contact électrique - Phénomènes physiques et matériaux*. Hermes, Paris (1996)
- [2] R. Holm. *Electric contacts: Theory and applications*. Berlin: Springer (1969)
- [3] R.A. Coutu, P.E. Kladitis, R.L. Crane, and K.D. Leedy, *Radio frequency MEMS switch contact metal selection*, United States Patent No: US 7,235,750 B1 (2007)
- [4] G. M. Rebeiz. *RF MEMS Theory, design, and technology*. Hoboken, New Jersey: J. Wiley & Sons, pages 185-192 (2003)

- [5] P.G. Slade. *Electrical contacts: principles and applications*. CRC (1999)
- [6] M. Vincent. *Étude des mécanismes de défaillance du contact électrique dans un micro-interrupteur en technologie MEMS*. Thèse de doctorat, Institut Polytechnique de Grenoble (2010)
- [7] J.J. Alen. *Micro Electro Mechanical System Design*. CRC Press, Taylor & francis group (2005)
- [8] J.A. Greenwood and J.B.P. Williamson. *Electrical conduction in solids II: theory of temperature-dependant conductors*. Proceeding Royal Society, A246, pages 13-31 (1958)
- [9] E. Abbot and F. Firestone. *Specifying surface quantity: a method based on the accurate measurement and comparison*. SPIE Milestone series MS., 107, pages 63-63 (1995)
- [10] W. Chang, I. Etison and D. Bogy. *An elastic-plastic model for the contact of rough surfaces*. Journal of Tribology, 109, pages 257-263 (1987)
- [11] W. J. Stronge. *Impact Mechanics*. United Kingdom: Cambridge University Press (2004)
- [12] W. R. Chang. *An elastic-plastic model for a rough surface with an ion-plated soft metallic coating*. Wear, 212, pages 229-237 (1997)
- [13] J. C. Maxwell. *A Treatise on Electricity and Magnetism*. New York: Dover (1891)
- [14] A. G. M. Jansen, A. P. van Gelder and P. Wyder. *Point-contact spectroscopy in metals*. Journal of physics C: Solid state physics, 13, pages 6073-6118 (1980)
- [15] Y. V. Sharvin. *On the possible method for studying Fermi surfaces*. Soviet Physics JETP, 21, pages 655-657 (1965)
- [16] G. Wexler. *The size effect and the non-local Boltzmann transport equation in orifice and disk geometry*. Proceedings of the Physical Society, 89, pages 927-941 (1966)
- [17] S. Majumder, N. E. McGruer, and P. M. Zavracky. *Electrostatically actuated micromechanical switches*. Journal of Vacuum Science & Technology A: Vacuum, Surfaces, and Films, 15(3), pages 1246-1249 (1997)
- [18] B. Bhushan. *Contact mechanics of rough surfaces in tribology: single asperity contact*. Tribology Letter, 4, pages 1-35 (1998)

- [19] L. Boyer, S. Noel and F. Houze. *Constriction resistance of a multispot contact: an improved analytical expression*. IEEE Transactions on Components, Hybrids, and Manufacturing Technology, 17, pages 134-136 (1991)
- [20] S. Majumder, N. E. McGruer, G. G. Adams, P. M. Zavracky, R. H. Morrison and J. Krim. *Study of contacts in an electrostatically actuated microswitch*. Sensors & Actuators A: Physical, 93, pages 19-26 (2001)
- [21] Ronald A. Coutu, James R. Reid, Rebecca Cortez, Richard E. Strawser and Paul E. Kladitis. *Microswitches with sputtered Au, AuPd, Au-on-AuPt, and AuPtCu alloy electric contacts*. IEEE transactions on components and packaging technologies, 29(2), pages 341-349 (2006)
- [22] A. Mikrajuddin, F. G. Shi, H. K. Kim, and K. Okuyama. *Size dependent electrical constriction resistance for contacts of arbitrary size: from Sharvin to Holm limits*. Materials Science in Semiconductor Processing, 2(4), pages 321-327 (1999)
- [23] R. A. Coutu, P. E. Kladitis, K. D. Crane, and R. L. Crane. *Selecting metal alloy electric contact materials for MEMS switches*. Journal of Micromechanics and Microengineering, 14(8), pages 1157-1164 (2004)
- [24] L. Kogut and K. Komvopoulos. *Electrical contact resistance theory for conductive rough surfaces separated by a thin insulating film*. Journal of applied physics, 95(2), pages 576-585 (2004)
- [25] D. Hyman and M. Mehregany. *Contact physics of gold microcontacts for MEMS switches*. IEEE transactions on components and packaging technologies, 22(3), pages 357-364 (1999)
- [26] S. T. Patton and J. S. Zabinski. *Fundamental studies of Au contacts in MEMS RF switches*. Tribology Letters, 18(2), pages 215-230 (2005)
- [27] O. Rezvanian, C. Brown, M. A. Zikry, A. I. Kingon, J. Krim, D. L. Irving, and D. W. Brenner. *The role of creep in the time-dependent resistance of ohmic gold contacts in radio frequency microelectromechanical system devices*. Journal of Applied Physics, 104(2), pages 24513-24513 (2008)
- [28] C. Brown, C. Brown, A. S. Morris, A. I. Kingon, and J. Krim. *Cryogenic performance of RF MEMS switch contacts*. Journal of Microelectromechanical Systems, 17(6), pages 1460-1467 (2008)

- [29] C. Brown, O. Rezvanian, Z. M. A., and J. Krim. *Temperature dependence of asperity contact and contact resistance in gold RF MEMS switches*. Journal of Micromechanics and Microengineering, 19(2), pages 25006-25014 (2009)
- [30] O. Rezvanian, M. A. Zikry, C. Brown, and J. Krim. *Surface roughness, asperity contact and gold RF MEMS switch behaviour*. Journal of Micromechanics and Microengineering, 17(10), pages 2006-2015 (2007)
- [31] C. Poulain, L. Boyer, P. Sainso, M.H. Maitournam, F. Houze, M. Leclercq, JP. Guéry, and JP. Charpentier. *Experimental and theoretical study of creep effects in electrical contacts*. IEEE Holm Conference on Electrical Contacts, pages 147-153 (1995)
- [32] H. Kwon, S.S. Jang, Y.H. Park, T.S. Kim, Y.D. Kim, H.J. Nam and Y.C. Joo. *Investigation of the electrical contact behaviours in Au-to-Au thin-film contacts for RF-MEMS switches*. Journal of Micromechanics and Microengineering, 18(10), pages 105010-105019 (2008)
- [33] S. Suresh, T.G. Nieh, and B.W. Choi. *Nano-indentation of copper thin films on silicon substrates*. Scripta Materialia, 41(9), pages 951-958 (1999)
- [34] Q. G. Zhang, B. Y. Cao, and X. Zhang. *Influence of grain boundary scattering on the electrical and thermal conductivities of polycrystalline gold nanofilms*. Physical Review B, 74(13), pages 134109-134114 (2006)
- [35] R.S. Timsit. *Constriction resistance of thin-film contacts*. IEEE 54th Holm conference on Electrical Contacts, pages 332-336 (2008)
- [36] J.D. Lavers and R.S. Timsit. *Constriction resistance at high signal frequencies*. IEEE Transactions on Components and Packaging Technologies, 25(3), pages 446-452 (2002)

Chapitre 3 – Fiabilité des microcontacts

Comme nous l'avons vu au premier chapitre, les interrupteurs MEMS sont confrontés à de nombreux problèmes de fiabilité. L'un des problèmes majeurs réside dans la stabilité des surfaces de contact durant le fonctionnement du composant. Pour assurer une fiabilité optimum du contact, les propriétés électriques, topographiques et mécaniques des surfaces de contact doivent être maîtrisées pendant la durée de vie du composant. Toutefois, un grand nombre de phénomènes physiques vient perturber l'établissement d'un contact électrique et mécanique reproductible. L'évolution de la résistance de contact en fonction du nombre de cycles peut se diviser en trois parties (cf. Figure 34).

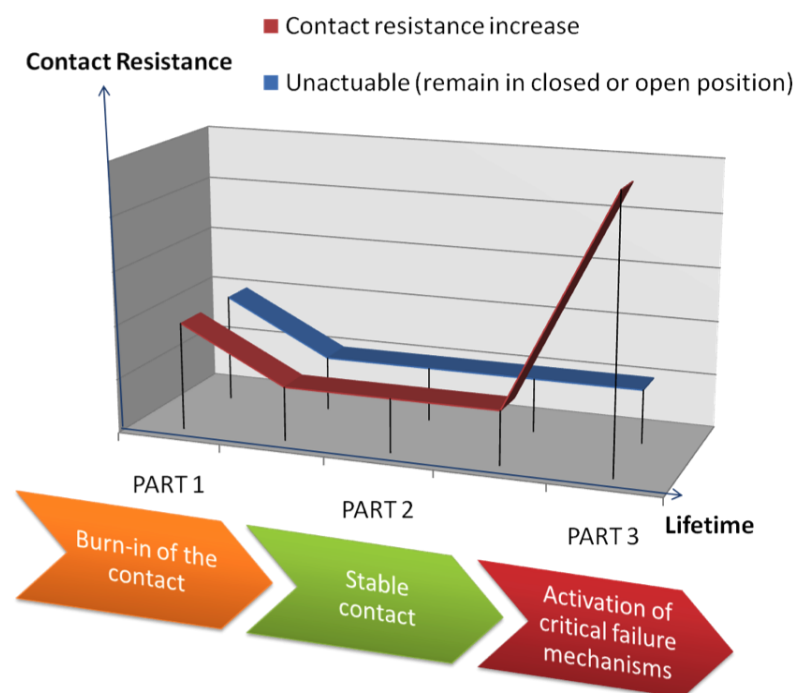


Figure 34 – Courbe typique de l'évolution de la résistance de contact en fonction du nombre de cycles

Durant les premiers cycles, on observe généralement une faible décroissance de la résistance de contact due à l'élargissement de l'aire de contact durant les premières sollicitations plastiques des aspérités (cf. Chapitre 2). Ensuite, la résistance de contact demeure relativement stable jusqu'à l'activation de mécanismes de défaillance critiques. A ce moment-là, deux cas de figure peuvent être observés : l'augmentation de la résistance de contact jusqu'au niveau critique de dysfonctionnement du micro-interrupteur ou bien l'adhésion permanente du contact rendant impossible la fonction de commutation du composant.

La Figure 35 synthétise l'évolution typique de la résistance de contact en fonction du nombre de cycle pour 7 micro-interrupteurs à contacts Au/Au à faible courant [1].

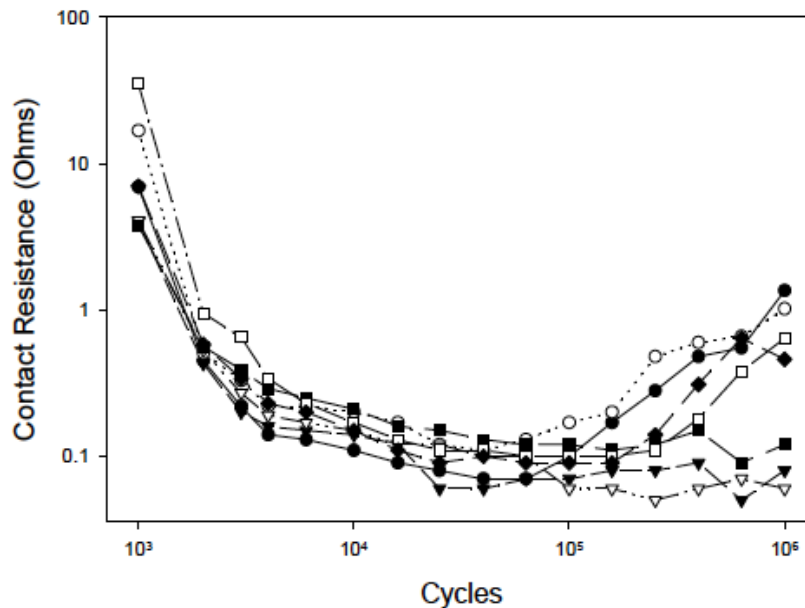


Figure 35 – Évolution de la résistance de contact en fonction du nombre de cycles pour 7 micro-interrupteurs (contact Au/Au) [1]

Tout d'abord, l'objectif de ce chapitre sera de recenser les mécanismes prépondérants dans les micro-interrupteurs MEMS menant à ces deux modes de défaillances. Trois types de phénomènes vont être étudiés : mécaniques, thermoélectriques et chimiques. Tous entraînent des modifications des propriétés topologiques, mécaniques et électriques des surfaces de contact. Nous verrons que plusieurs phénomènes peuvent survenir en même temps, et/ou également interagir entre eux. Par ailleurs, les phénomènes physiques intervenant à l'interface de contact vont dépendre des propriétés des matériaux utilisés comme revêtement de contact. C'est pourquoi nous étudierons dans une seconde partie l'influence des matériaux de contact sur la fiabilité des composants micro-interrupteurs.

3.1 MÉCANISMES DE DÉFAILLANCE

3.1.1 MÉCANISMES D'ORIGINE MÉCANIQUE

Le contact mécanique répété entre les électrodes des micro-interrupteurs entraîne la modification des surfaces de contact. Les deux principaux mécanismes de défaillance sont l'usure des surfaces de contact et les phénomènes d'adhésion à l'interface de contact [2].

3.1.1.1 EROSION DES SURFACES DE CONTACT

Lorsque le micro-interrupteur est commuté à froid et à faible courant, l'usure mécanique des surfaces de contact est considérée comme le mécanisme de défaillance prépondérant [3]. En effet, les impacts répétés entre les surfaces de contact entraînent l'écroûissage³ et l'érosion des électrodes (cf. Figure 36).

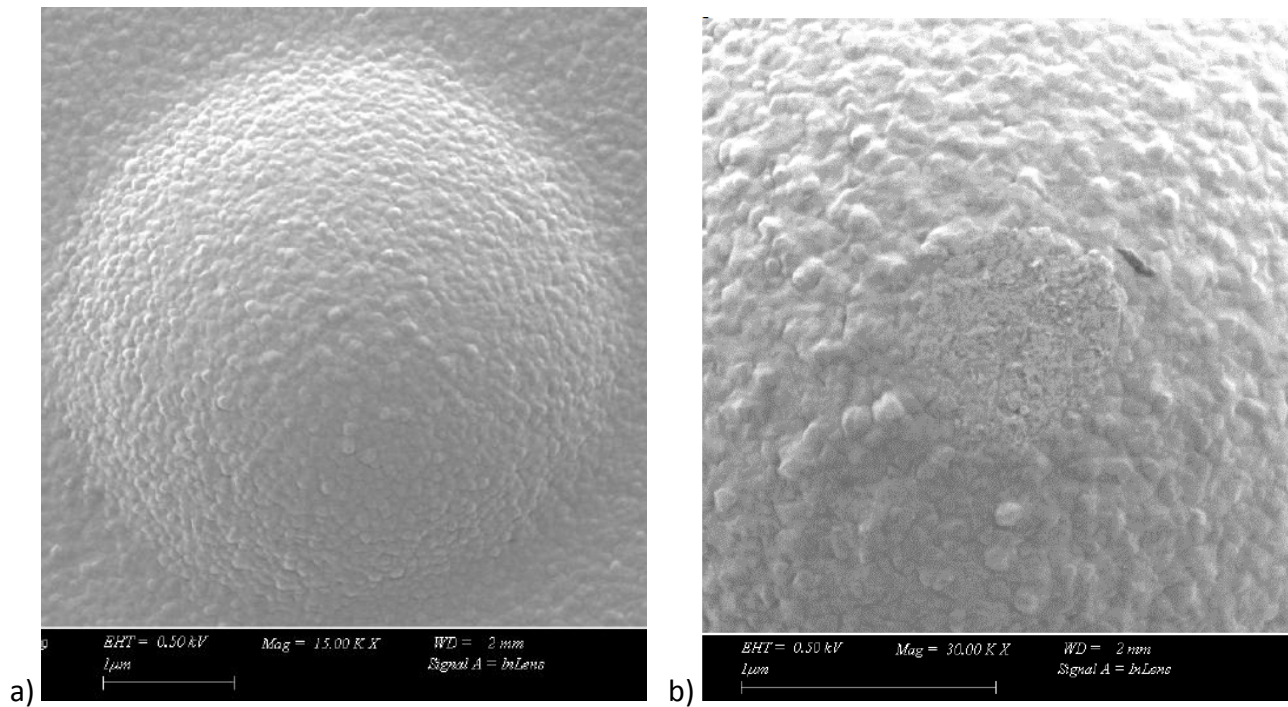


Figure 36 – Erosion d'une surface de contact en or a) plot de contact non-testé b) plot de contact testé pendant 1000 cycles de 200µN [4]

Le phénomène d'écroûissage des contacts microscopiques serait en partie responsable de l'augmentation de la résistance de contact au cours du cyclage des interrupteurs. Dans le cas d'une commutation froide à faible puissance, lorsque deux surfaces entrent en contact, le haut des aspérités de chaque surface est déformé plastiquement (cf. § 2.2.3), induisant entre autres

³ L'écroûissage d'un métal correspond à l'élévation progressive de son seuil de plasticité sous l'effet d'une contrainte exercée suffisamment grande pour induire des déformations irréversibles. Ce phénomène suit généralement une loi puissance. Il est réversible, en particulier par la réalisation d'un recuit à une certaine température pendant un temps donné. Les modifications du comportement mécanique peuvent dans certains cas se coupler à une altération des propriétés électriques.

l'écroûissage local du matériau de contact. Des études ont été menées par Jensen [5] pour mettre en évidence ce phénomène en cyclant un microcontact contact or/or (cf. Figure 37).

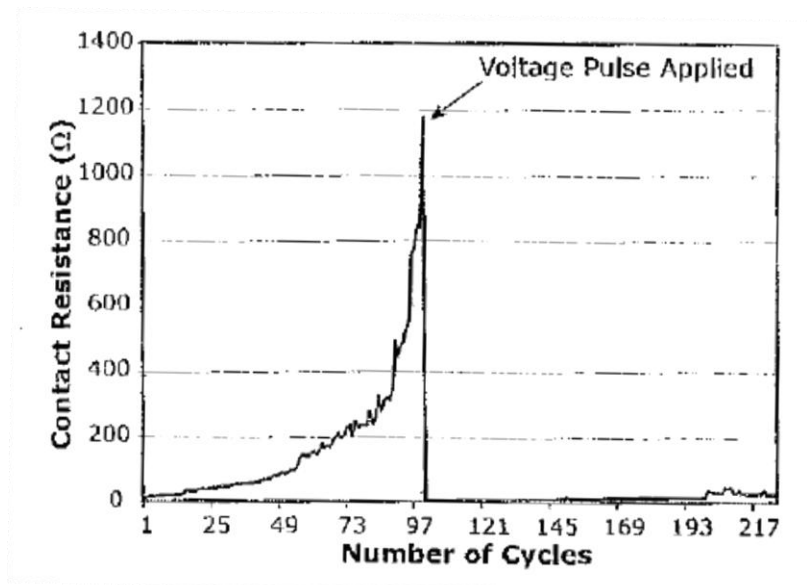


Figure 37 - Résistance d'un contact Au en fonction du nombre de cycles avec un pulse de tension appliqué au 100^{ème} cycle [5]

Selon les auteurs, l'augmentation de la résistance de contact observée sur la Figure 37 peut être attribuée à l'augmentation de la dureté du matériau à l'extrême surface du contact. Cependant, on peut émettre des réserves quant à l'impact de ce phénomène sur une évolution aussi forte de la résistance de contact. En effet, l'augmentation de la résistivité due à l'écroûissage des surfaces de contact ne peut expliquer à elle seule l'augmentation d'un facteur 1000 de la résistance de contact. Le phénomène observé est plutôt à relier à la modification de la topographie de surface ou à la croissance d'un film isolant sur l'aire de contact initiale. Une forte tension appliquée au 100^{ème} cycle permettrait d'augmenter brusquement la surface de contact en élevant suffisamment la température pour fondre les aspérités et repousser les films isolants hors de la surface de contact.

Ces phénomènes d'usure seront beaucoup plus marqués sur les matériaux de contact ayant une faible dureté [6]. Pour une pression donnée (*ie.* une topologie de contact et une force d'actionnement données), une dureté plus élevée permet en effet de réduire les déformations plastiques durant la charge du contact et donc de diminuer l'écroûissage des surfaces de contact [4].

3.1.1.2 SOUDURE FROIDE

D'après la théorie de l'adhésion développée par Bowen et Tabor [7], la soudure froide peut avoir lieu lorsque deux corps non parfaitement lisses sont en contact, assujettis à une force normale sans qu'aucun courant électrique ne traverse le contact. En effet, lorsque deux surfaces sont en contact, des forces d'interactions interatomiques et intra-atomiques entrent en jeu, générant des forces d'adhésion entre les deux électrodes, et ce même à faible puissance (liaisons covalentes, forces de Van der Waals, forces de capillarité, interactions électrostatiques, liaisons hydrogènes...). Ce phénomène observé dans les microcontacts peut entraîner l'adhésion permanente entre les deux électrodes métalliques. Si la force d'adhésion est supérieure à la force de rappel du bras d'actionnement du micro-interrupteur, ce phénomène devient critique et entraîne la défaillance du composant. D'après la théorie de Johnson-Kendall-Roberts, la force adhésive F_{ad} entre deux contacts à la décharge est égale à [8] :

$$F_{ad} = \frac{3}{2} \pi R \Delta\gamma \quad \text{Équation 41}$$

Où $\Delta\gamma$ est égale à l'énergie de surface du métal et R le rayon de courbure du contact. Ainsi, la relation entre la force d'adhésion et l'aire de contact A_C est telle que :

$$F_{ad} \propto A_C^{3/4} \quad \text{Équation 42}$$

Dans le cas où une soudure permanente n'intervient pas, les forces d'adhésion peuvent également générer des dommages sur les surfaces de contact à l'origine d'une modification des surfaces en regard. Lorsque les surfaces se séparent, on assiste à un étirement du point de contact (cf. Figure 38).

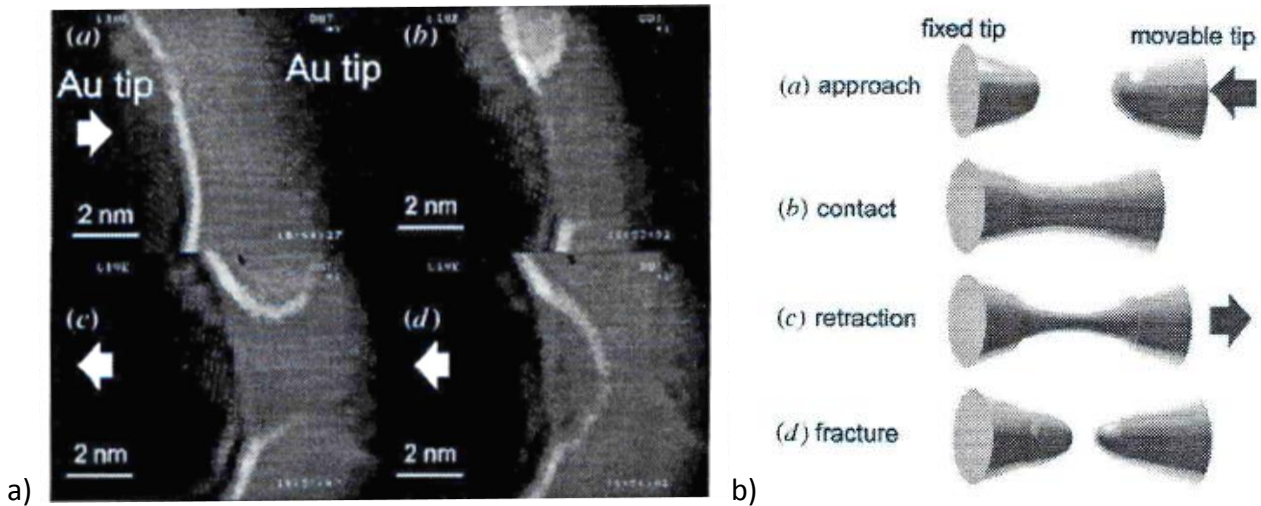


Figure 38 – a) Images TEM d'un processus d'approche-contact-décharge-fracture de nanoaspérités Au/Au b) Schéma du processus observé par TEM [9]

Si il n'y a pas de transfert de matière entre les contacts, la séparation des électrodes est dite cassante [10]. Cependant, l'aire de contact en début de charge du nouveau cycle sera plus petite car le rayon du point de contact a été diminué par ce mécanisme d'étirement [5]. La répartition des pressions est modifiée, avec notamment un régime plastique des déformations favorisé. Par ailleurs, ces interactions entre les contacts peuvent également entraîner un transfert de matière entre les électrodes lors de l'ouverture du contact [11][12][13] comme l'illustre la Figure 39. On parle alors de séparation ductile [4].

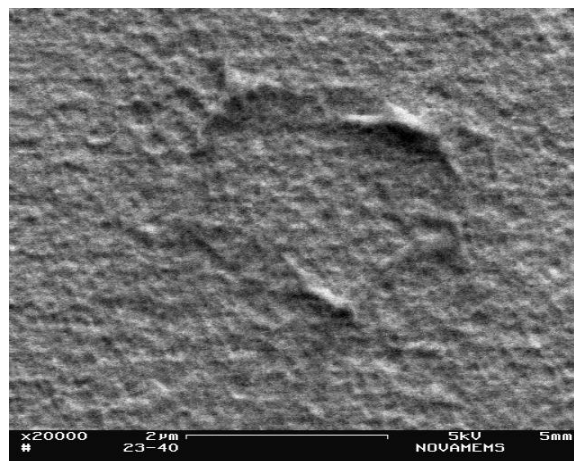


Figure 39 – Transfert de matière par soudure froide en surface d'une électrode de contact

Aucune projection de métal n'est observée sur le contact de la Figure 39, cyclé à faible puissance. Il s'agit bien d'un transfert de matière par soudure froide. Ce type de phénomène intervient principalement lorsque la jonction est bimétallique (chaque membre est constitué d'un matériau

différent). La séparation ductile a lieu dans le corps le plus mou lorsque la contrainte de traction devient égale à la dureté du matériau, tandis qu'une séparation cassante intervient à l'interface de contact. Etant donné que ce phénomène modifie la topologie des surfaces, il va également impacter la stabilité de la résistance du contact en fonction du nombre de cycles.

Par ailleurs, la force de contact maximale, reliée mécaniquement à l'aire de contact, a une grande influence sur la force d'adhésion [4]. Néanmoins, la force d'impact à la fermeture peut être supérieure à la force de contact statique maximale lorsque le micro commutateur est à l'état fermé. Si la force de contact génère une déformation purement élastique (déformation réversible), la force d'adhésion sera constante à chaque commutation (en excluant l'hypothèse de la croissance de films isolants à la surface des électrodes au cours du vieillissement). Cependant, si la déformation est plastique (déformation irréversible), comme c'est souvent le cas dans les microcontacts, les forces d'adhésion vont varier au cours des différents cycles d'actionnement.

Dickrell a étudié l'évolution des forces d'adhésion sur un contact Au/Pt en fonction du nombre de cycles à faible puissance (cf. Figure 40).

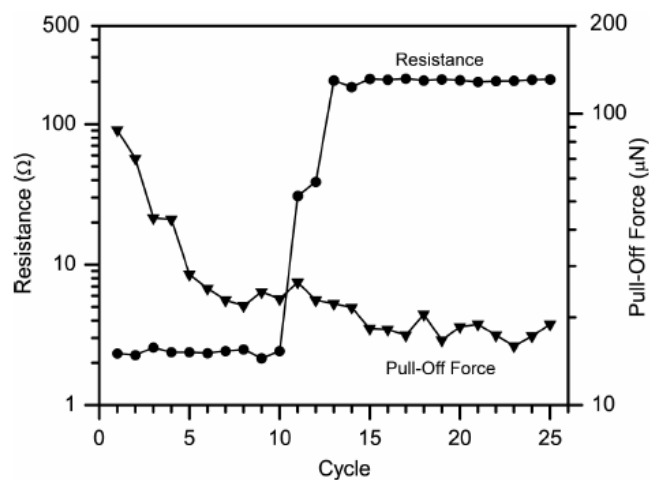


Figure 40 – Evolution de la résistance de contact et de la force d'adhésion en fonction du nombre de cycles sur un contact Au/Pt [14]

Lors des premiers actionnements, la résistance de contact est de 2,2 Ω pour une force de 100 μN [14]. Cette résistance augmente à partir du onzième cycle pour atteindre une valeur d'environ 200 Ω. Les auteurs attribuent cette augmentation de la résistance de contact à la croissance progressive de films isolants à la surface des électrodes de contact. Ainsi, l'aire de contact électrique décroît avec l'augmentation de la résistance de contact. On observe donc une

décroissance de la force d'adhésion en fonction du nombre de cycles alors que la force de contact reste constante. Le film isolant permettrait ainsi de réduire l'adhésion entre deux contacts métalliques. Cependant la force d'adhésion commence à décroître dès les premiers cycles alors que la résistance de contact est relativement stable. De même, Tringe et Uhlman observent également ce phénomène et concluent que la présence d'une couche de contamination sur un contact en or permet de réduire ces forces d'adhésion [15]. Cependant, Gregori et al. observent une augmentation de la force d'adhésion en fonction du nombre de cycles sur un contact Au/Au (cf. Figure 41) [16].

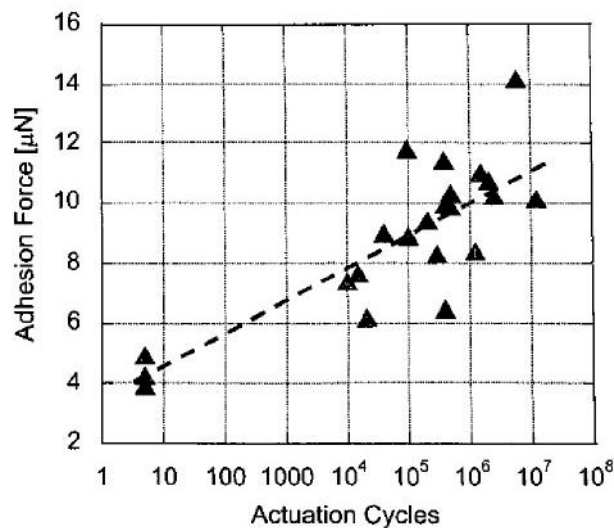


Figure 41 – Evolution de la force d'adhésion en fonction du nombre de cycles pour un contact Au/Au [16]

Les phénomènes d'adhésion vont donc principalement dépendre de l'état de surface des électrodes de contact.

3.1.2 MÉCANISMES D'ORIGINE THERMOÉLECTRIQUE

Le passage du courant dans le microcontact peut entraîner l'échauffement du microcontact, pouvant donner lieu à un grand nombre de mécanismes de défaillance (cf. Figure 42). Ces derniers sont bien souvent complexes à analyser car les différents phénomènes physiques mis en jeu dépendent d'un grand nombre de paramètres et entrent en compétition les uns avec les autres.

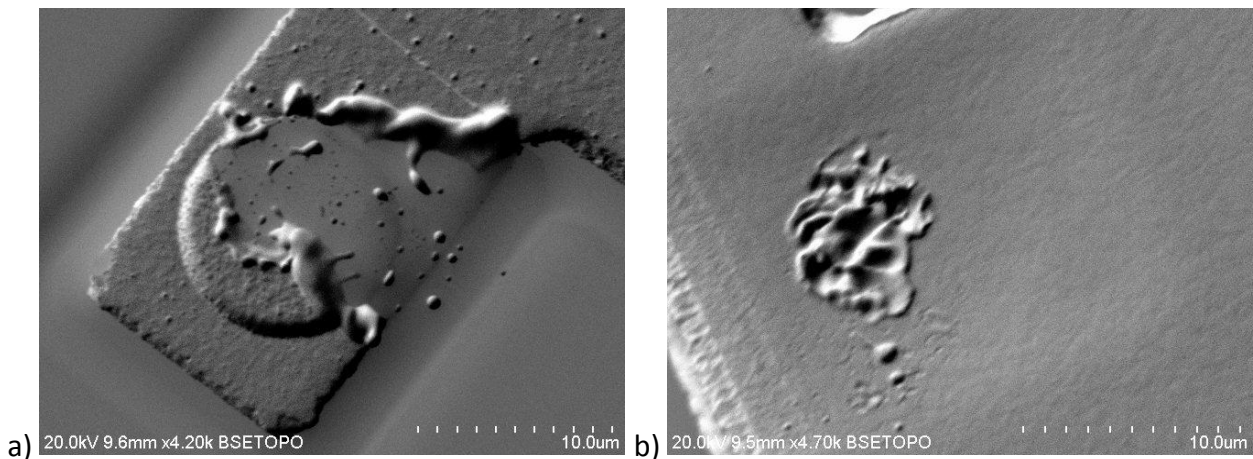


Figure 42 – Défaillance d’un microcontact causée par le passage du courant a) contact fixe b) contact mobile

3.1.2.1 ECHAUFFEMENT DU CONTACT

Lorsqu’un interrupteur est à l’état fermé, plusieurs aspérités entrent en contact générant différentes aires locales de contact. Un nombre fini de points permet de considérer une aire totale effective de contact. En présence d’un courant, ces aspérités restreignent le passage du courant et provoquent une augmentation de la résistance de contact. On observe ainsi un échauffement local des aspérités à l’extrême surface de contact. En fonction du courant et de la résistance de contact, la tension aux bornes du contact peut être suffisamment élevée pour ramollir, fondre, recuire ou même évaporer la région de contact par effet Joule, alors que le composant reste à la température ambiante (cf. Figure 43).

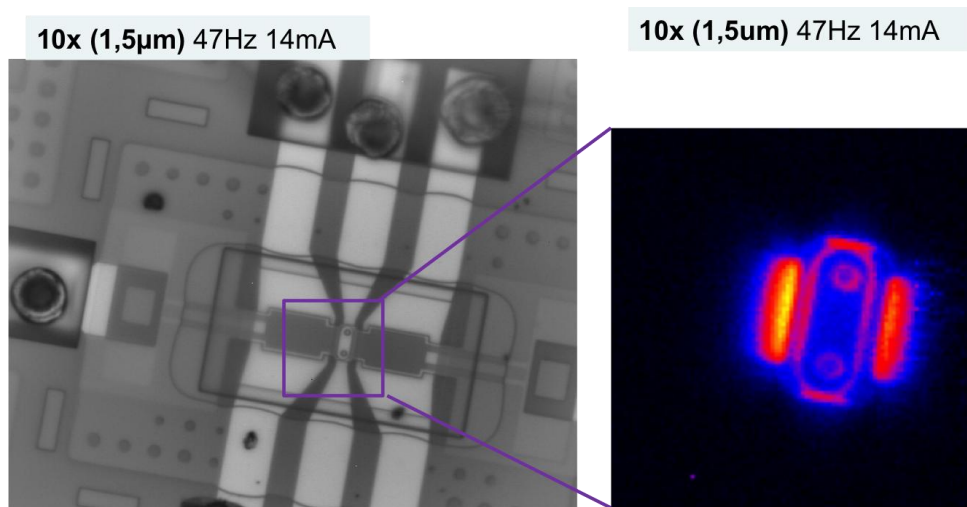


Figure 43 – Image réalisée par caméra thermique sur un micro-interrupteur du LETI montrant l’échauffement localisé lors du passage du courant

Des simulations éléments finis réalisées par Souchon et al. [17] ont permis de mettre en évidence le caractère local de cet échauffement pour une tension de contact générant une température de 100°C à l'interface d'un contact Au/Au pour rayon effectif de 60 nm (cf. Figure 44).

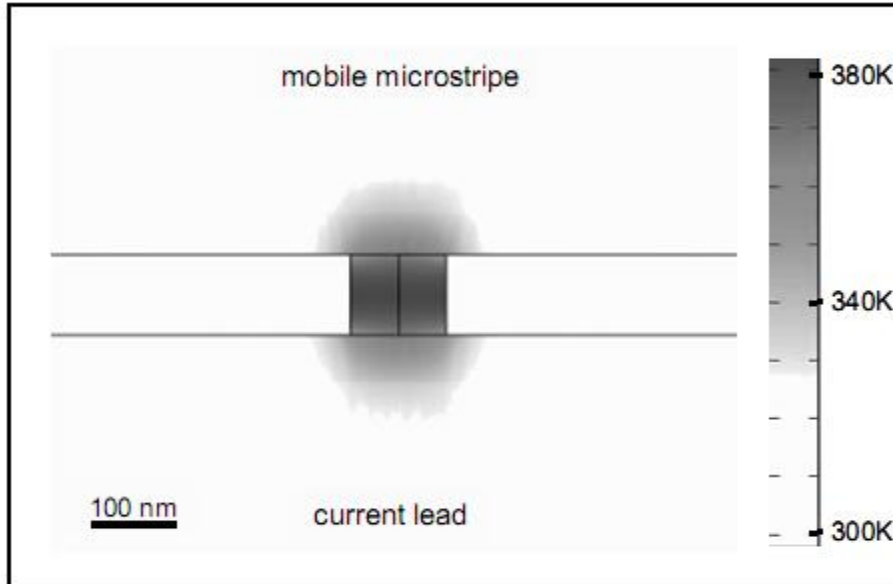


Figure 44 – Simulation de l'échauffement d'un microcontact [17]

3.1.2.1.1 MODÈLES ANALYTIQUES

La température d'un spot de contact atteint l'équilibre très rapidement. Le temps nécessaire à l'établissement de l'équilibre thermique dans une constriction chauffée par un courant électrique peut être calculé grâce à la formule suivante [18] :

$$\tau = \frac{C_p a_{eff}^2}{4\lambda} \quad \text{Équation 43}$$

où C_p correspond à la capacité calorifique, λ à la conductivité thermique et a_{eff} le rayon effectif de la constriction. Pour une constriction de 100 nm d'un contact Au/Au, le temps de stabilisation est égale à 1 ps.

Nous allons étudier ici comment cette température maximale de contact peut être calculée en fonction de la tension aux bornes des électrodes. A l'équilibre thermique, on suppose que les surfaces de contact sont thermiquement isolées de l'environnement externe et que la chaleur générée se dissipe uniquement par conduction dans les électrodes de contact. Dans ces conditions, les lignes de flux électriques et thermiques parcourent donc le même chemin et les

isothermes sont superposées avec les surfaces équipotentielles dans les conducteurs [19][20] (cf. Figure 45).

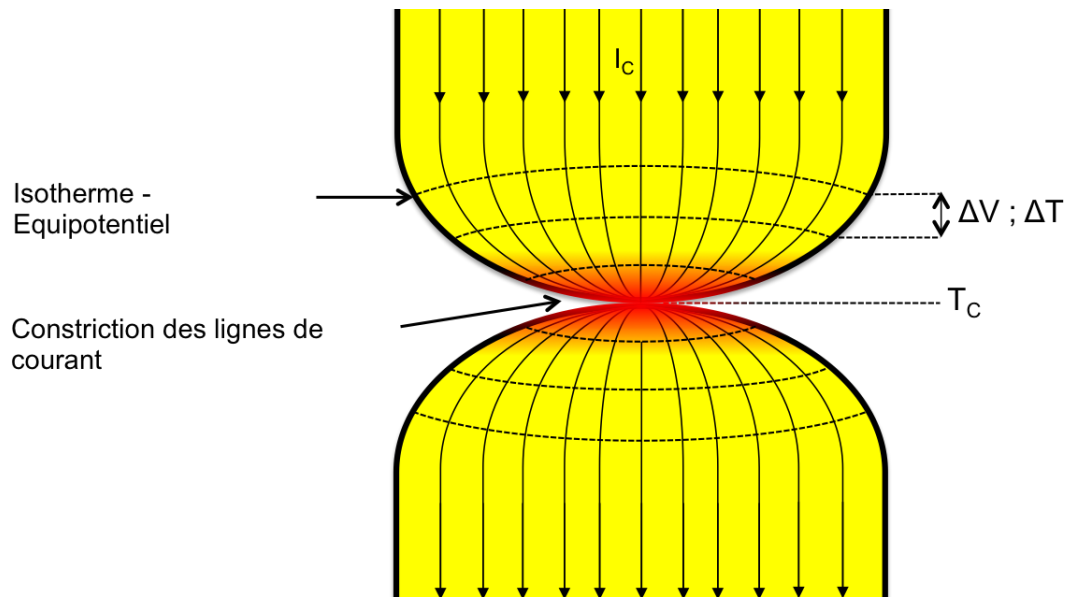


Figure 45 – Schéma représentant des équipotentiels et Isothermes sur un contact

En partant de ce postulat, Kohlrausch exprime la chute de potentiel électrique aux bornes du contact V_C en fonction de la température maximale T_C atteinte dans le contact :

$$V_C^2 = 8 \frac{T_C}{T_0} \rho_e \lambda_e dT \quad \text{Équation 44}$$

Où ρ_e correspond à la résistivité électrique équivalente du contact, λ_e la conductivité thermique équivalente et T_0 la température de référence aux bornes du composant. Par ailleurs, la loi de Wiedemann-Franz permet de décrire les variations de la conductivité électrique et thermique en fonction de la température dans les métaux :

$$\lambda \rho = LT \quad \text{Équation 45}$$

Où L est la constante de Lorenz ($L = 2,45 \cdot 10^{-8} \text{ V}^2 \text{K}^{-2}$) et T la température absolue. Cette équation est valide si la conduction thermique et la résistivité électrique dépendent du transport des électrons dans les métaux. Ainsi, en combinant ces deux équations, on obtient la relation température de contact/tension de contact suivante [21] :

$$V_C^2 = 4L T_C^2 - T_0^2 \quad \text{Équation 46}$$

Cette relation est correcte si le rayon de l'aire de contact est supérieur au libre parcours moyen des électrons dans le métal en question, autrement dit, si le contact est majoritairement diffusif (cf. § 2.3.1). En effet, comme nous l'avons précédemment vu, le transport balistique est quasi-élastique : les électrons ne perdent donc pas d'énergie dans la constriction. Le terme associé à la résistance de Sharvin dans l'expression de la résistance de contact totale (cf. Équation 26) ne participera donc pas à l'échauffement du contact. C'est pourquoi Jensen introduit en 2005 un modèle permettant de calculer l'échauffement des microcontacts à l'échelle nanoscopique. Dans ce modèle, l'échauffement du contact est seulement lié au terme de Maxwell $\Gamma(K)R_M$ et non à la résistance totale de Wexler R_W [22]. On considère que la tension V_C d'une surface équipotentielle peut être segmentée en deux composantes, ϕ_M reliée à la résistance de Maxwell, et ϕ_S reliée à la résistance de Sharvin tel que :

$$\phi = \phi_M + \phi_S = I_C \Gamma K R_M + R_S = I_C R_W \quad \text{Équation 47}$$

où I_C correspond au courant traversant la jonction. On peut ainsi écrire que la différence de température à l'isotherme est égale à :

$$dT = -I_C \phi_M dR_t \quad \text{Équation 48}$$

où dR_t est la résistance thermique différentielle correspondante sur la surface. Si l'on considère que la conduction à travers le métal est le mode de transfert de chaleur dominant pour chaque aspérité, on peut comparer les résistances thermiques et électriques différentielles à chaque surface équipotentielle à travers la relation :

$$dR_t = \frac{dR_W}{\rho\lambda} = \frac{d\phi}{I_C \rho\lambda} \quad \text{Équation 49}$$

Ainsi, on obtient la relation :

$$dT = -\frac{I_C \Gamma K R_M}{\rho\lambda} d\phi = -\frac{\phi \Gamma K R_M}{R_W \rho\lambda} d\phi \quad \text{Équation 50}$$

En intégrant cette relation de l'interface de contact à une surface lointaine de l'électrode, on obtient :

$$\int_{T_0}^{T_C} \rho\lambda dT = \int_0^{V_C} 2 \frac{\phi \Gamma K R_M}{R_W} d\phi \quad \text{Équation 51}$$

La loi de Wiedemann-Franz restant valide à l'échelle atomique [23], si l'on considère que le mode de conduction est quasi-balistique, la relation entre la température de contact et la tension aux bornes du contact devient [24] :

$$V_C^2 = \frac{4LR_W}{\Gamma K R_M} T_C^2 - T_0^2 \quad \text{Équation 52}$$

L'équation 52 permet ainsi de calculer la température de contact pour les constriction comportant des électrons balistiques.

3.1.2.1.2 ÉTUDES DE CAS

La chaleur générée à l'extrême surface de contact va provoquer des effets antagonistes qui vont entrer en compétition. En effet, on s'aperçoit que lorsque la température de contact augmente, l'aire de contact augmente et la résistance de contact décroît. Jensen fut le premier (et le seul à notre connaissance) à étudier les effets de la température sur un microcontact Au/Au [22]. Il montra notamment que lorsqu'une température seuil est atteinte, appelée température de ramollissement, le comportement mécanique des aspérités change et l'évolution de la résistance de contact est modifiée (*cf.* Figure 46). Pour les contacts en or, la température de ramollissement rapportée dans la littérature se situe généralement à 100°C [21]. Cependant, Jensen, qui utilise le modèle balistique dans le calcul de la température de contact, trouve lui une température de ramollissement égale à 60°C. Il réalise une expérience (*cf.* Figure 46) en chauffant un micro-interrupteur, pour lequel les électrons se déplacent dans la constriction de manière semi-balistique, à une température supérieure à la celle de ramollissement obtenue dans ses calculs. On observe sur la Figure 46 que la résistance de contact est plus stable au cours des cycles d'actionnement lorsque la température de ramollissement est atteinte à l'interface de contact.

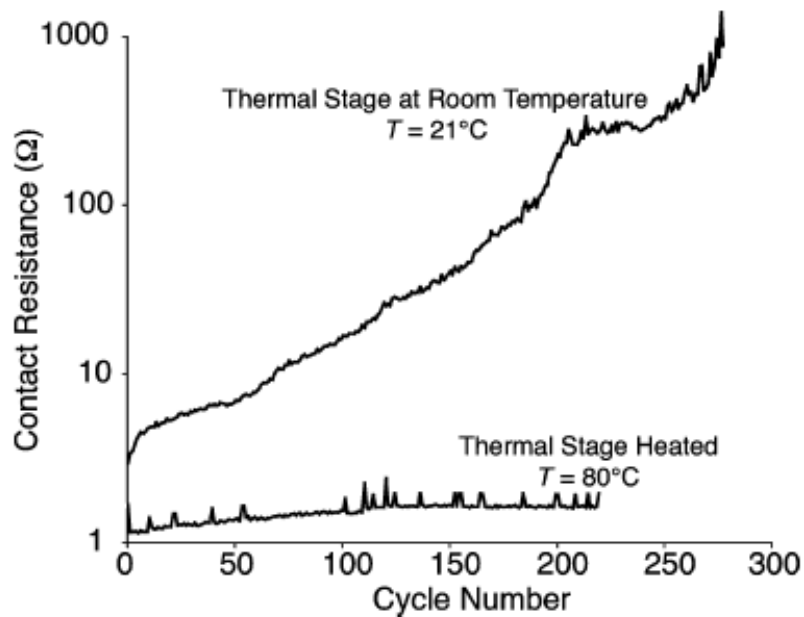


Figure 46 – Evolution de la résistance de contact d'un micro-interrupteur avec un contact Au/Au en fonction du nombre de cycles à température ambiante et chauffé à 80°C par une plaque chauffante [22]

Par ailleurs, Hyman observe (cf. Figure 47) que pour des aires de contact faibles, les fortes valeurs de courant génèrent des fortes valeurs de résistances [25]. Ceci peut s'expliquer par l'augmentation de la résistivité du matériau de contact, qui contribue à augmenter la résistance de contact. En effet, plus l'aire de contact est faible, plus la tension aux bornes du contact est élevée. Il en résulte une augmentation locale de la température de contact et donc de la résistivité, puisque celle-ci augmente avec la température pour l'or. Par ailleurs, la valeur de la résistance de constriction décroît ensuite plus rapidement à fort courant avec l'augmentation du rayon de contact. De même, lorsque l'aire de contact est plus importante (supérieure à $5 \mu\text{m}^2$ sur la Figure 47), la résistance de contact est plus faible à fort courant. Ce phénomène est dû au ramollissement des contacts observé par Jensen. Les déformations de la surface de contact augmentent donc avec la force de contact et le courant, et sont principalement dominés par des effets thermiques.

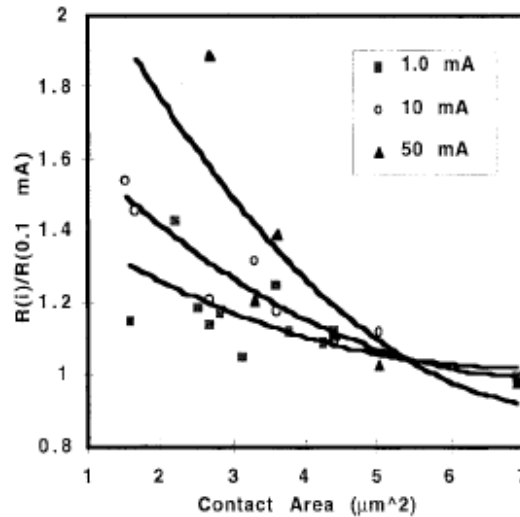


Figure 47 – Résistance de contact en fonction de l'aire de contact à différents niveaux de courant pour un contact Au/Au [25]

Par ailleurs, Patton et Zabinski ont observé une diminution des phénomènes d'adhésion ainsi qu'une plus faible résistance pour des contacts Au/Au cyclés à fort courant [26]. A faible courant, ils observent une augmentation de l'adhésion, du fluage et des rebonds à la fermeture. Néanmoins, la durée de vie du microcontact est diminuée d'un facteur 1000 à fort courant. L'échauffement du microcontact est donc probablement responsable de la défaillance prématurée de ce dernier. Cependant, les mécanismes de dégradation des surfaces de contact à moyens et forts courants sont encore loin d'être compris.

3.1.2.2 SOUDURE CHAUDE

Lorsque deux surfaces se retrouvent en contact, seules les aspérités culminantes sont soumises à une forte densité de courant, entraînant une augmentation soudaine de la température à l'interface de contact. La température peut ainsi atteindre des valeurs entraînant la fusion partielle de ces pics. On augmente ainsi l'aire de contact effective. Cependant, la fusion des métaux de contact peut entraîner des soudures entre les aspérités de chaque membre du contact. On parle alors de soudure chaude. Si la force d'ouverture du contact est trop faible pour casser la soudure, on crée une défaillance permanente au niveau du contact, qui reste fermé. Néanmoins, si la constante de raideur de la microstructure est assez élevée pour restaurer l'ouverture du contact, la création d'une soudure permanente sera ainsi enrayée. Cependant, cette fusion des matériaux de contact peut générer un transfert de matière entre les deux contacts à l'ouverture par la création d'un pont fondu à l'ouverture du contact. C'est ce que Holm appelle le transfert fin

[21]. Dans le cas d'une ouverture du contact à chaud, le pont fondu s'étire lorsque les deux membres du contact se séparent, diminuant l'aire de contact et augmentant la différence de potentiel aux bornes du contact. Ainsi, la rupture peut se produire à la valeur de tension d'ébullition du matériau de contact et créer un transfert de matière entre les deux électrodes [27].

3.1.2.3 ÉLECTROMIGRATION

L'électromigration dans un conducteur métallique peut être définie comme un phénomène entraînant le transport d'atomes métalliques sous l'influence d'un champ électrique [28]. Ce phénomène est bien connu des spécialistes de la microélectronique car il est responsable de nombreuses défaillances sur les pistes d'interconnexion pouvant entraîner la rupture de la ligne sous l'effet d'un champ électrique [29]. On peut observer ce phénomène dans les microcontacts lorsque la densité de courant devient supérieure ou égale à 10^5 A.cm^{-2} [28]. Les électrons attirés vers la cathode arrachent des atomes lors de leur transport. Dans le cas de l'étirement d'un pont métallique à l'ouverture du contact, l'aire de contact peut devenir très faible entraînant des densités de courant très importantes. Ainsi lors de la rupture du pont liquide entre les contacts, la répartition de la matière à l'ouverture peut être asymétrique, produisant un phénomène de transfert de matière directionnel de la cathode vers l'anode. Cependant, on relève dans la littérature que ce type de phénomène n'est pas un mécanisme de défaillance prépondérant dans les micro-commutateurs au vu du niveau de densité de courant devant être atteint pour observer ce phénomène [25][30]. Par ailleurs, ce type de phénomène est quasi-inexistant lorsque le contact est parcouru par un signal RF [18] car la cathode et l'anode change régulièrement de position dans le contact.

3.1.2.4 ÉVAPORATION SOUS EFFET DE CHAMP

Les recherches sur ce phénomène sont à l'origine de l'invention du microscope à effet de champ et plus spécifiquement au développement des sondes atomiques tomographiques permettant d'observer des surfaces à l'échelle atomique [31]. Le principe de cet instrument consiste à ioniser les atomes d'un échantillon cristallin, afin de les arracher grâce à un champ électrique très puissant (quelques megavolts par centimètre), et à détecter leur point d'impact. Dans le cas des micro-commutateurs, ce phénomène permettrait d'arracher des atomes de la surface de l'électrode sous forme d'ions si l'on dépasse la valeur du champ d'évaporation critique, défini par Tsong [32]. Dans le cas de l'or, différentes valeurs de champ d'évaporation critique ont été

reportées : ~ 52 V/nm [33], ~ 35 V/nm dans le cas d'ions positifs Au^+ [34] ou encore $\sim 17,1$ V/nm dans le cas d'ions négatifs Au^- [34]. Yang envisage ce phénomène d'évaporation sous l'effet d'un champ électrique comme responsable du transfert de matière entre les électrodes d'un micro-interrupteur pour des conditions non propices à la formation d'un arc électrique [30] (cf. Figure 48). En effet, ce phénomène est envisageable dans les micro-interrupteurs du fait qu'expérimentalement, la valeur du champ d'évaporation critique est mesurée entre 4 et 6 V/nm [35][36]. Ces valeurs sont bien plus faibles que celles calculées théoriquement par Tsong.

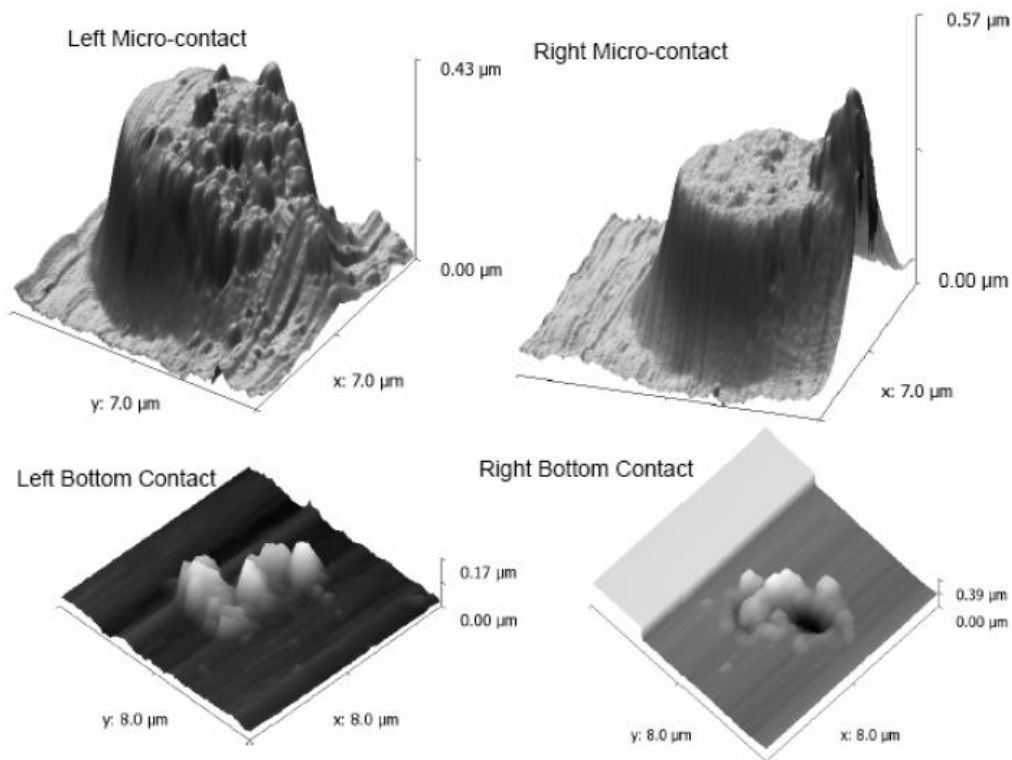


Figure 48 – Image AFM de microcontacts illustrant le transfert de matière entre les électrodes après 3600 cycles à 6V et 1mA [30]

De plus, dans les microcontacts, le champ inter-électrode peut être amplifié localement du fait de la rugosité des surfaces de contact : c'est ce que l'on appelle l'effet de pointe (cf. Figure 49). Si l'on considère le champ électrique E entre deux surfaces totalement planes, le champ électrique au niveau d'une rugosité sera amplifié d'un facteur géométrique β tel que le champ électrique local $E_{local} = \beta E$.

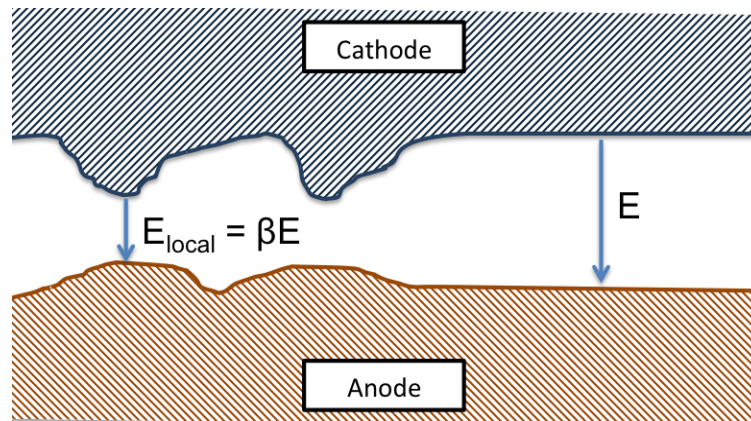


Figure 49 – Amplification du champ local à l'interface de contact

Ainsi, dans ces conditions, l'évaporation par effet de champ peut être considérée comme un mécanisme de transfert de matière entre les électrodes, lorsque l'on commute un micro-interrupteur à chaud pour une tension aux bornes du contact supérieure à 3 V.

3.1.2.5 ARC ÉLECTRIQUE

Les recherches sur les phénomènes d'arc dans les macro-relais remontent au début du XX^e siècle. Ce phénomène correspond au passage des électrons d'une électrode à l'autre lorsque le contact est à l'état ouvert. L'apparition d'arcs en phase métallique dans les interrupteurs MEMS a souvent été considérée comme un mécanisme entraînant un transfert de matière entre les électrodes lorsque l'on commute le contact à chaud [37][3]. Ces arcs peuvent intervenir lors des deux phases de commutation de l'interrupteur :

- **Arcs à la fermeture**

Lors du rapprochement des électrodes de contact, la différence de potentiel entre les deux membres du contact crée un champ électrique qui croît du fait même de ce rapprochement. Deux cas peuvent se présenter en fonction de la tension appliquée entre les électrodes.

Le premier cas suggère que la tension aux bornes du contact soit suffisamment importante pour amorcer une décharge dans le gaz à une distance relativement élevée : on assiste ainsi à une ionisation par avalanche du gaz présent entre les électrodes, entraînant la formation d'un plasma qui permet d'entretenir la conduction électrique entre les deux membres du contact. C'est ce que l'on appelle un phénomène de décharge Townsend [38]. Compte tenu des faibles niveaux de tension appliqués aux micro-interrupteurs, nous ne nous situons pas dans ce cas de figure. En effet, la tension minimum de claquage définie par la loi de Paschen est de l'ordre de ~300 V dans

l'air à la pression atmosphérique. Cependant cette loi a été remise en cause ces dernières années pour des distances inter-électrodes relativement faibles ($< 5 \mu\text{m}$) [39][40][41] (cf. Figure 50).

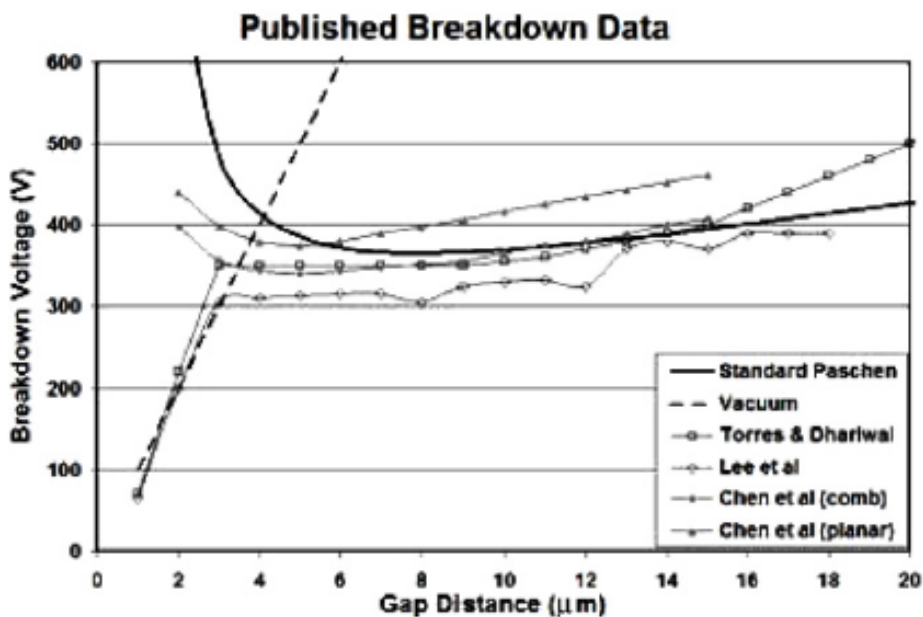


Figure 50 – Rupture de la loi de Paschen pour des faibles distances entre les électrodes [42]

Dans les micro-commutateurs, cette distance étant généralement inférieure à $5 \mu\text{m}$. On tend ainsi vers un phénomène de claquage dans le vide. En effet, les électrons ont ainsi très peu d'interactions avec les atomes du gaz environnant de part la faible distance inter-électrode. Dans ce second cas, où la tension n'est pas suffisante pour ioniser le gaz dans les conditions de Paschen, il ne se passe rien jusqu'à ce que la distance entre les contacts soit suffisamment faible pour permettre l'émission d'électrons à froid à partir de la cathode ($E \sim 75 \text{ V}/\mu\text{m}$). Ces électrons assurent alors la conduction et la tension s'abaisse très rapidement. L'attraction électrostatique attire les électrodes de contact l'une vers l'autre jusqu'au contact mécanique et électrique, ce qui provoque alors un court-circuit franc. Cependant, les tensions de claquages minimales reportées dans la littérature ne descendent pas en dessous de 25 V [18], ce qui reste une valeur de tension de contact relativement élevée pour des micro-interrupteurs (généralement inférieure à 10 V).

Le mécanisme de fermeture des contacts fait donc intervenir une phase d'échauffement rapide d'une surface très localisée de l'anode, due au courant d'émission cathodique. La température peut localement être suffisamment importante pour provoquer une fusion et/ou une ébullition très localisée du matériau. A la fermeture mécanique, une aire de contact relativement

importante grâce à l'adaptation des rugosités des surfaces par fusion locale mène ainsi à une diminution de la résistance de contact.

- **Arcs à l'ouverture**

On distingue plusieurs étapes dans le processus d'ouverture des contacts. Lors de la décharge mécanique, la diminution de la pression de contact engendre une décroissance de l'aire de conduction du courant. Cette aire diminuant, la densité de courant augmente avec la densité volumique de puissance qui lui est associée par effet Joule. On assiste alors à un échauffement local du matériau jusqu'à ce que la température de fusion sur quelques aspérités soit atteinte. La fusion de ces aspérités provoque la formation d'un pont liquide métallique entre les deux électrodes de contact. Lorsque les deux électrodes continuent à s'éloigner, on observe un allongement du pont liquide, allant de pair avec la diminution du rayon de l'aire de contact. La densité de courant augmentant alors rapidement dans un volume qui devient de plus en plus faible, la température s'élève rapidement [38]. La distance entre les électrodes étant trop importante pour soutenir le pont liquide métallique, la température va atteindre la valeur de vaporisation du métal. Sous l'effet du champ électrique, une décharge est générée à travers le gaz. La vapeur métallique est ainsi ionisée par les électrons provenant de la cathode par émission thermoélectronique, en érodant la surface de l'anode. C'est ce que l'on appelle la phase d'arc métallique. Le transfert de matière durant cette phase se fait de l'anode vers la cathode [43][44]. Cet arc est entretenu jusqu'à ce que la distance entre les deux parties du contact soit trop importante. A ce moment-là, le gaz situé entre les deux électrodes va être ionisé par les particules de l'arc métallique et ainsi se transformer en plasma. C'est ce que l'on appelle la phase d'arc gazeux. Néanmoins, cette phase d'arc nécessite une tension et un courant minimal de contact pour qu'elle ait lieu (12,5 V et 350 mA pour l'or) [18]. Les ions ainsi formés vont venir éroder la surface de la cathode. Le transfert de matière s'effectue ainsi à l'inverse de la phase d'arc métallique, c'est à dire, de la cathode vers l'anode [39]. Cependant, pour que l'arc métallique soit amorcé, il faut que la tension aux bornes du contact soit au moins égale à la tension d'ionisation des atomes métalliques des parois du contact (9,2 V pour l'or).

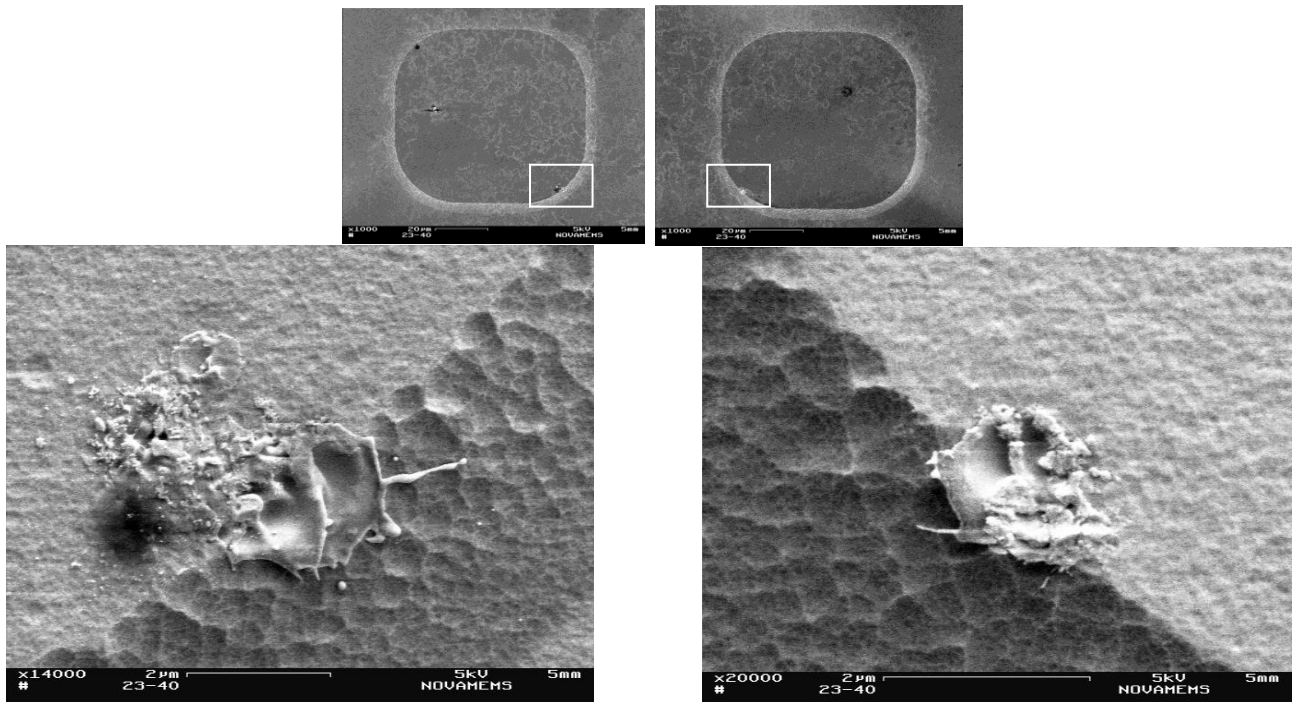


Figure 51 – Transfert de matière entre microélectrodes attribué à la présence d’arc à l’ouverture

Comme on peut l’observer sur la Figure 51, ces arcs, à l’ouverture comme à la fermeture, peuvent engendrer un transfert de matière entre les deux électrodes et modifier les propriétés topologiques des surfaces en regard. Cependant, la tension aux bornes des contacts doit être suffisamment élevée pour amorcer ce type de phénomène.

3.1.2.6 DÉCHARGES ÉLECTROSTATIQUES

Les décharges électrostatiques⁴ correspondent au transfert d’un courant, dit de perturbation, entre deux éléments ayant une différence de potentiel électrique induit par un champ électrostatique ou un contact direct. Il en résulte des défaillances critiques ou dans certains cas des défauts sous-jacents dans les sous-systèmes du composant. Les dommages générés par les décharges électrostatiques dans les MEMS sont considérés comme un mécanisme de défaillance important [45][46]. Par exemple, cela peut concerner le claquage d’un diélectrique, la génération d’arc au niveau des microcontacts ou encore le collage des parties mobiles (cf. Figure 52).

⁴ Ce phénomène est à mettre en relation principalement avec les décharges électrostatiques générées par le contact entre un corps humain et un composant.

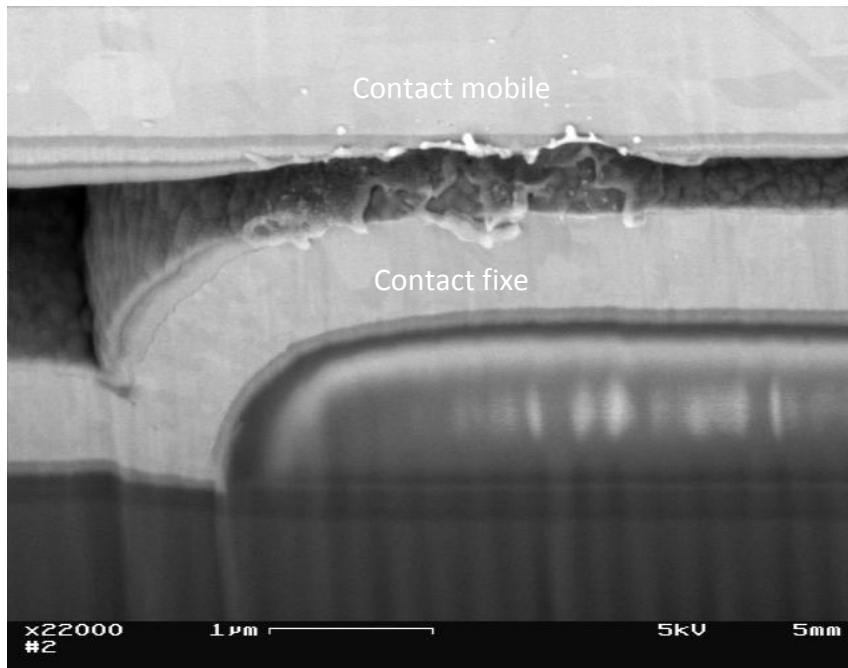


Figure 52 – Image MEB en coupe d'un microcontact métallique ayant subi une décharge électrostatique

Il faudra donc veiller à se prémunir de ces phénomènes en manipulant les microsystèmes avec un équipement de protection anti-ESD (*Electro-static discharge*).

3.1.3 MÉCANISME D'ORIGINE CHIMIQUE

La contamination des surfaces de contact est souvent citée comme source majeure des défaillances dans les microcontacts des MEMS. En effet, la croissance de films isolants à l'interface de contact est extrêmement difficile à contrôler. De plus, le retrait et la caractérisation de ces films s'avèrent très complexes. Ils sont généralement très résistifs, retardant ainsi le flux de courant à l'interface du contact tant que la force de contact disponible n'est pas assez élevée pour briser ces films. A faible force de contact, comme c'est le cas dans les micro-interrupteurs, ces minces films additionnels créent des instabilités dans l'évolution de la résistance de contact [47][48]. La présence de ces contaminations peut être attribuée à l'adsorption de molécules, à la croissance d'oxydes en surface des matériaux de contact ou au dépôt de polymères de friction selon le matériau.

3.1.3.1 FILMS ADSORBÉS

L'origine des films adsorbés peut provenir de plusieurs sources de contamination comme l'adsorption de molécules organiques présentes dans l'environnement, la pyrolyse de matériaux

organiques durant un phénomène d’arc électrique, ou encore le dépôt de résidus provenant des procédures de nettoyage ou de gravure lors de la fabrication du microsystème [49][50] (cf. Figure 53).

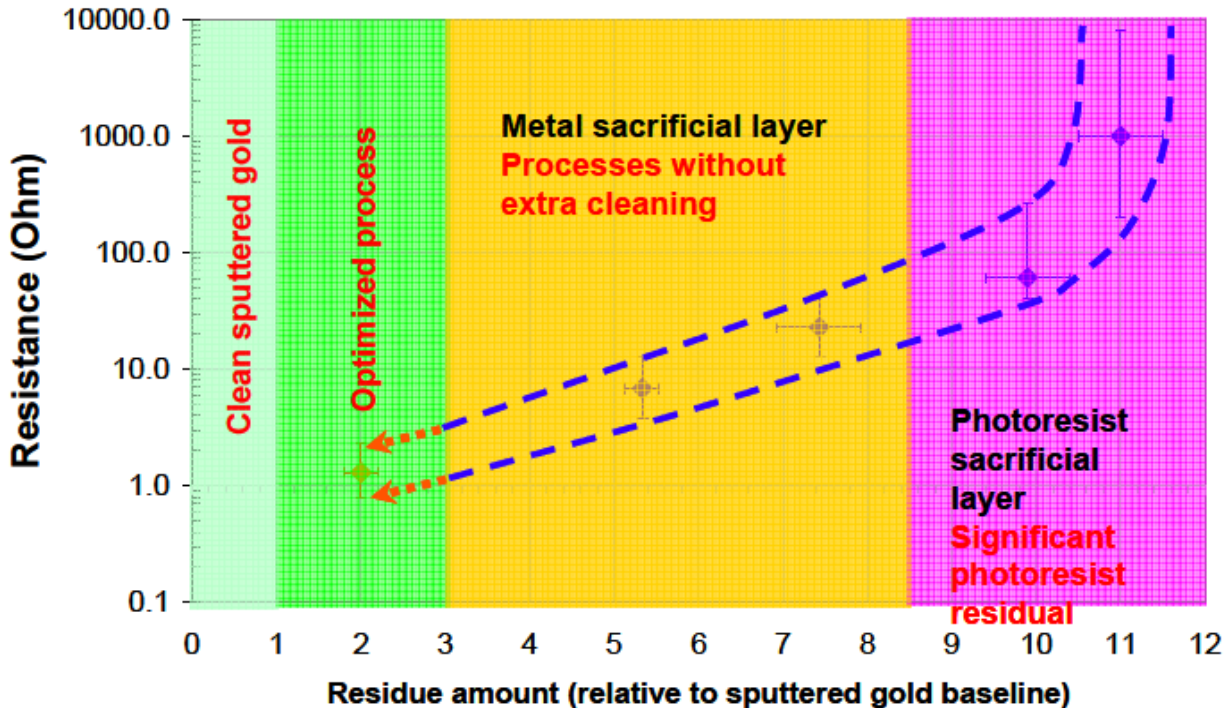


Figure 53 – Résistance de contact en fonction du niveau de contamination de résidus organiques déterminé par spectroscopie Auger [50]

En effet, on observe sur la Figure 53 que la résistance de contact à charge maximale varie en fonction du procédé de fabrication utilisé. Ainsi l’utilisation d’une résine photorésistive en tant que couche sacrificielle va générer beaucoup plus de dépôts isolants à la surface des contacts qu’une couche sacrificielle métallique.

En général, l’épaisseur de ces films est estimée à quelques dizaines d’Angströms [25][51]. La présence de ces films justifie souvent les valeurs élevées de résistances de contact mesurées en comparaison avec les prédictions des modèles, notamment sur des contacts en or [6][22][52] mais aussi sur des contacts en rhodium, ruthénium ou platine [4]. La présence de chaînes carbonées aux abords du contact contribue à augmenter la résistance de contact en fonction du temps d’exposition. Par ailleurs, l’humidité fait croître la concentration de vapeur et contribue également à augmenter la résistance de contact [53]. De même, si le taux d’humidité est suffisamment élevé, une couche de molécules hydrocarbonées de 5 nm d’épaisseur peut se déposer à la surface du contact, entraînant une aggravation des phénomènes d’adhésion par capillarité [15]. Par ailleurs,

la présence de sulfure ou de composants sulfuriques dans l'air (SO_2 , H_2S + H_2O) peut entraîner la sulfatation des parois de contact [39]. L'arc électrique a également été proposé comme source énergétique suffisante pour décomposer les contaminations présentes dans l'air, et impacter la conductivité de surface [14]. C'est pourquoi l'encapsulation des interrupteurs MEMS dans un gaz inerte est devenue un standard de l'industrie MEMS.

Enfin, les taux de contamination ne sont pas les mêmes entre les différents métaux et alliages métalliques. Ces diverses propensions à la contamination des surfaces sont directement reliées à la structure surfacique des électrons dans les métaux. En effet, pour le ruthénium, le rhodium et le platine, l'orbitale d est partiellement remplie en surface, ce qui les rend propices à l'absorption de molécules, et donc à la croissance d'un film de contamination en surface de ces matériaux. Cependant, l'or a une relative inertie chimique qui le protège de la contamination grâce à sa structure électronique en surface possédant une orbitale d complètement occupée [6].

3.1.3.2 FILMS D'OXYDES

Une autre source de contamination des contacts peut être la présence d'oxydes en surface des électrodes. Cet oxyde peut être natif ou provenir de la corrosion des surfaces de contact avec l'environnement. Dans ce dernier cas, le dioxygène réagit avec le métal pour former de l'oxyde. D'après l'expérience des macro-relais, l'aluminium, l'argent et le cuivre sont connus pour former des oxydes en surface, respectivement Al_2O_3 , Ag_2O et CuO_2 à la pression atmosphérique [18]. L'or est cependant réputé être inoxydable. Le rhodium, le ruthénium et le nickel sont généralement susceptibles de former des composés oxydiques [21][54].

3.1.3.3 POLYMÈRES DE FRICTION

Par ailleurs, les quatre métaux du groupe platine généralement utilisés dans les contacts, à savoir le platine, le palladium, le rhodium et le ruthénium, sont susceptibles de former des polymères de friction en surface des électrodes [55]. Il s'agit de la formation de polymères à l'interface de contact à partir de composés organiques sous l'effet de fortes contraintes mécaniques corrélées à l'activité catalytique de ces matériaux. Cependant, ce mécanisme de formation est encore mal compris [39]. La formation d'une fine couche d'oxyde en extrême surface de contact permet de se prémunir de cet effet de polymérisation des composés organiques adsorbés, notamment dans le cas du rhodium ($\sim 5 \text{ \AA}$) et du ruthénium ($\sim 25 \text{ \AA}$) [54].

3.1.3.4 ACTIONS PRÉVENTIVES

Il existe cependant différentes méthodes permettant de se prémunir de l'apparition des films isolants, ou du moins, de diminuer l'influence de ces films sur le comportement électromécanique des microcontacts.

Par exemple, les résultats de la Figure 54 démontrent qu'un dépôt de RuO_2 en surface des électrodes en ruthénium permet d'accroître la durée de vie du contact en limitant la croissance de films de contamination :

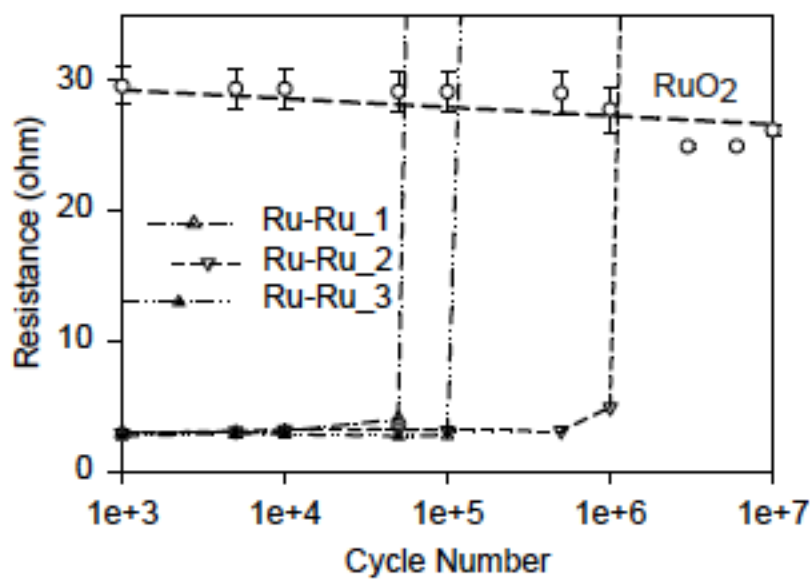


Figure 54 – Résistance de contact en fonction du nombre de cycles pour 3 contacts Ru/Ru et un contact Ru/Ru avec 250 nm de RuO_2 déposé sur la surface de contact [4]

Néanmoins, la résistance de contact mesurée est considérablement augmentée par la présence de ce film RuO_2 malgré le fait que l'oxyde de ruthénium se révèle être conducteur.

Par ailleurs, une atmosphère inerte constituée de N_2 par exemple, va permettre de réduire la contamination des surfaces de contact [49] (cf. Figure 55).

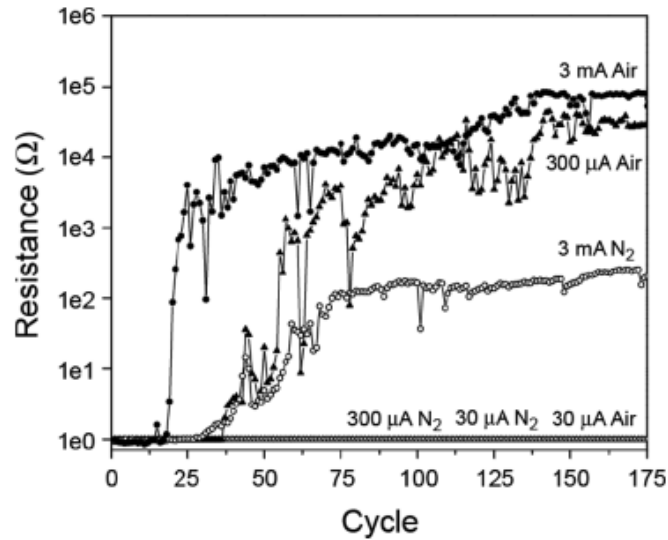


Figure 55 – Résistance de contact en fonction du nombre de cycles pour différents niveaux de courants et différents environnements gazeux sur un contact Au/Pt [49]

Dickrell et *al.* observent un accroissement de la résistance de contact en fonction du nombre de cycles dans l'air qu'ils attribuent à la croissance d'un film isolant à la surface de contact [49]. De plus, des analyses de surface *post-tests* par spectroscopie Auger permettent de révéler la présence de composés carbonés sur les surfaces effectives de contact. En effet, on observe sur la Figure 55 que le cyclage d'un microcontact Au/Pt sous atmosphère azotée permet de limiter l'augmentation de la résistance de contact en fonction du nombre de cycles. En outre, en appliquant une force de contact huit fois supérieure à la force nominale, la résistance revient à son niveau initial, traduisant ainsi la rupture des films isolants grâce à cette force additionnelle (*cf.* Figure 56).

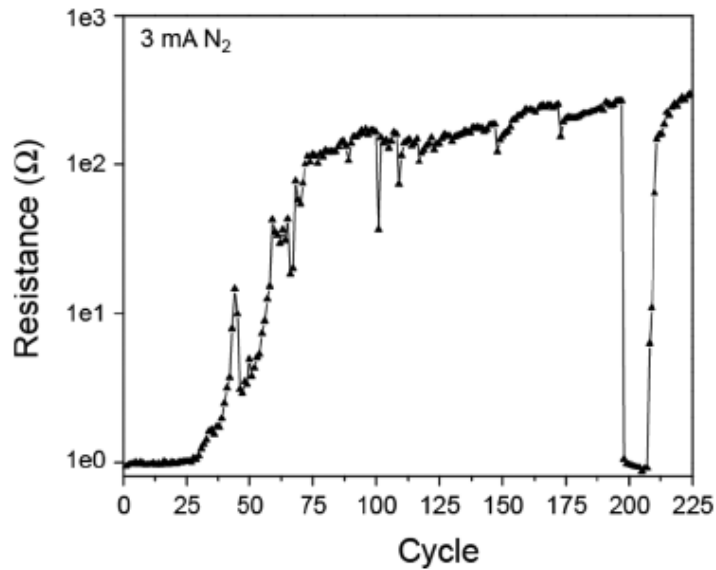


Figure 56 – Résistance de contact en fonction du nombre de cycles avec une augmentation ponctuelle de la force de contact entre les cycles 198-208 à 1mN alors que la force de contact est de 150 μ N pour les autres cycles (contact Au/Pt) [49]

L'application d'une force normale sur le contact déforme localement le métal de contact, en générant des contraintes tangentielles à la surface de l'électrode. De plus, il est généralement admis que les films isolants sont beaucoup moins ductiles que les métaux de contact. Ainsi, les propriétés cassantes de ces films isolants vont permettre la rupture partielle de ces derniers par cisaillement (cf. Figure 57).

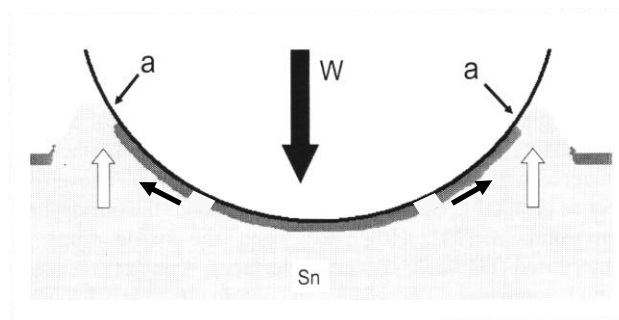


Figure 57 – Ruptures partielles de films isolants dues aux contraintes de cisaillement à la surface de contact [56]

Ainsi, plus la charge appliquée sur le contact sera élevée, plus l'aire de contact purement métallique va augmenter [56]. De même, plus le ratio des modules d'élasticité entre le métal et l'oxyde en surface sera faible, plus les contraintes tangentielles et donc les ruptures partielles des

films isolants seront importantes à la surface de contact. Les résultats de la Figure 37 du paragraphe 3.1.1.1 ont montré qu'une augmentation de la tension appliquée aux bornes du contact permet de réduire considérablement la résistance de contact. L'augmentation de la tension de contact va parfois permettre de ramollir les surfaces de contact. Ainsi, la diminution de la résistance de contact sur la Figure 37 traduit le retrait partiel de films isolants à la surface des électrodes de contact dû aux ramollissements des métaux à l'interface.

3.1.4 SYNTHÈSE

Ce tour d'horizon des différents mécanismes de défaillance observés sur les microcontacts nous permet de tirer des premières conclusions.

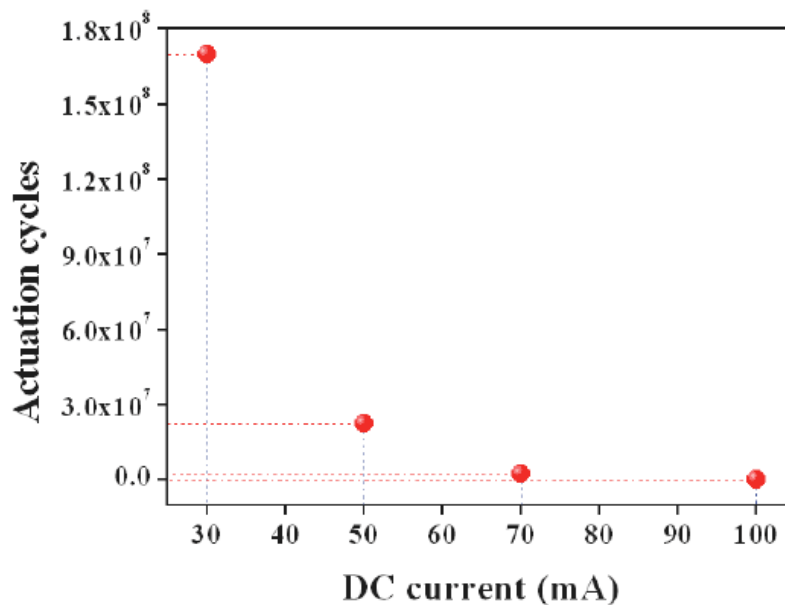


Figure 58 – Durée de vie d'un micro-interrupteur en fonction du courant traversant le contact [57]

Tout d'abord, on observe sur la Figure 58, que plus le courant électrique est élevé, plus le nombre de cycles avant la défaillance du micro-interrupteur est faible. La dégradation des propriétés de surfaces de contact générée par l'augmentation du courant est donc très importante. Les forces de contact des micro-commutateurs étant généralement comprises entre 10 et 500 μN , le rayon des aires de contact effectives dépasse rarement les 100 nm. Ainsi, on atteint très vite des densités de courant très élevées qui vont rapidement accroître la température à l'interface de contact. On va ainsi progressivement créer des modifications irréversibles des propriétés

surfaiques des électrodes de contact. En effet, nous avons vu tout au long de ce paragraphe que de nombreux mécanismes de défaillance sont thermiquement activés :

- L'érosion des surfaces de contact : lorsque la température à l'extrême surface du contact atteint la valeur de ramollissement des matériaux de contact, la dureté de ces matériaux est localement diminuée. L'usure mécanique des matériaux est ainsi largement facilitée entraînant des modifications topographiques du contact. La stabilité de la résistance de contact en fonction du nombre de cycles n'est plus assurée. Si cette température augmente jusqu'à la fusion ou la vaporisation des métaux de contact, les modifications topographiques sont renforcées.
- Les phénomènes d'adhésion à l'interface de contact : la fonte locale des aspérités de contact augmente l'adhésion entre les surfaces de contact. La création de microsoudures entre les deux membres du contact peut entraîner un transfert de matière d'une électrode à l'autre, ce qui engendre une modification de la topographie de surface (diminution de l'aire de contact effective après rupture), ou bien dans le pire des cas, une soudure permanente du contact.
- La formation des arcs à l'interface de contact : la température au niveau de la constriction augmente dans un premier temps jusqu'à la création d'un pont métallique fondu entre les électrodes puis jusqu'à atteindre la température de vaporisation qui permet de générer la phase d'arc métallique. Comme nous l'avons vu précédemment, ces arcs peuvent entraîner de larges modifications des surfaces de contact.
- L'élévation de la température à l'interface de contact augmente également l'activité catalytique des métaux et peut ainsi favoriser la formation de polymères de friction. Par ailleurs, une température élevée, durant la formation d'un arc par exemple peut entraîner la décomposition de composants carbonés présents dans l'atmosphère du boîtier d'encapsulation et ainsi favoriser l'apparition des contaminants surfaiques. En outre, l'adsorption du dioxygène par les surfaces de contact peut être également activée thermiquement, phénomène appelé chimisorption, qui favorise la formation d'oxyde à la surface des contacts.
- La modification des propriétés électriques et thermiques des surfaces de contact : l'élévation de la température de contact entraîne une augmentation de la résistivité des

matériaux de contact, et une baisse de la conductivité thermique. Ces effets contribuent d'une part à augmenter la résistance de contact et d'autre part à réduire la capacité de la jonction à dissiper la chaleur par conduction thermique.

- D'autres mécanismes de dégradation sont aussi à relier à l'augmentation de la température de contact. En effet, l'électromigration, la diffusion des matériaux de contact ou la formation d'*hillocks* (à relier avec la relaxation de contrainte dans le matériau) sont des phénomènes qui s'intensifient avec la température [58].

Le champ d'investigation reste encore vaste dans le domaine des défaillances du microcontact. Pourtant, la compréhension de ces mécanismes de défaillance est essentielle à l'identification des paramètres clés modifiant la résistance de contact lorsque le micro-relais est en fonctionnement. Nous voyons à l'énumération de tous ces phénomènes, que la température est un paramètre clef dans la compréhension des mécanismes de dégradation du microcontact. C'est pourquoi, dans la suite de ce manuscrit, nous nous attacherons à comprendre ce phénomène d'échauffement dans les microcontacts.

3.2 MATÉRIAUX DE CONTACT

Le choix des matériaux de contact des interrupteurs MEMS est une étape primordiale dans la conception d'un micro-interrupteur. En effet, nous avons vu que le comportement électromécanique du microcontact est largement dépendant des matériaux sollicités à l'interface de contact. Le matériau de contact idéal doit posséder les propriétés suivantes [3][59]:

- Une faible résistivité pour minimiser la résistance de contact et les pertes en insertion du signal en RF
- Une faible réactivité face aux contaminants pour éviter la présence de films isolants en surface du contact et une bonne résistance à l'oxydation et à la sulfidation
- Des propriétés mécaniques élevées pour éviter les phénomènes de collage et avoir une bonne résistance à l'usure lors des commutations, afin de préserver les propriétés des surfaces de contact
- Une température de fusion assez élevée pour permettre au contact de supporter un maximum de puissance
- Une forte compatibilité de mise en forme avec les procédés de la micro-électronique

Malheureusement, ce matériau parfait n'existe pas. Il va donc falloir trouver un juste milieu entre une bonne conduction du courant, pour un contact performant, et une bonne résistance à la dégradation des surfaces, pour une fiabilité accrue du contact. La Figure 59 représente ce compromis pour conserver des surfaces de contact stables dans le temps tout en ayant des propriétés électriques adaptées à la fonction du micro-interrupteur.

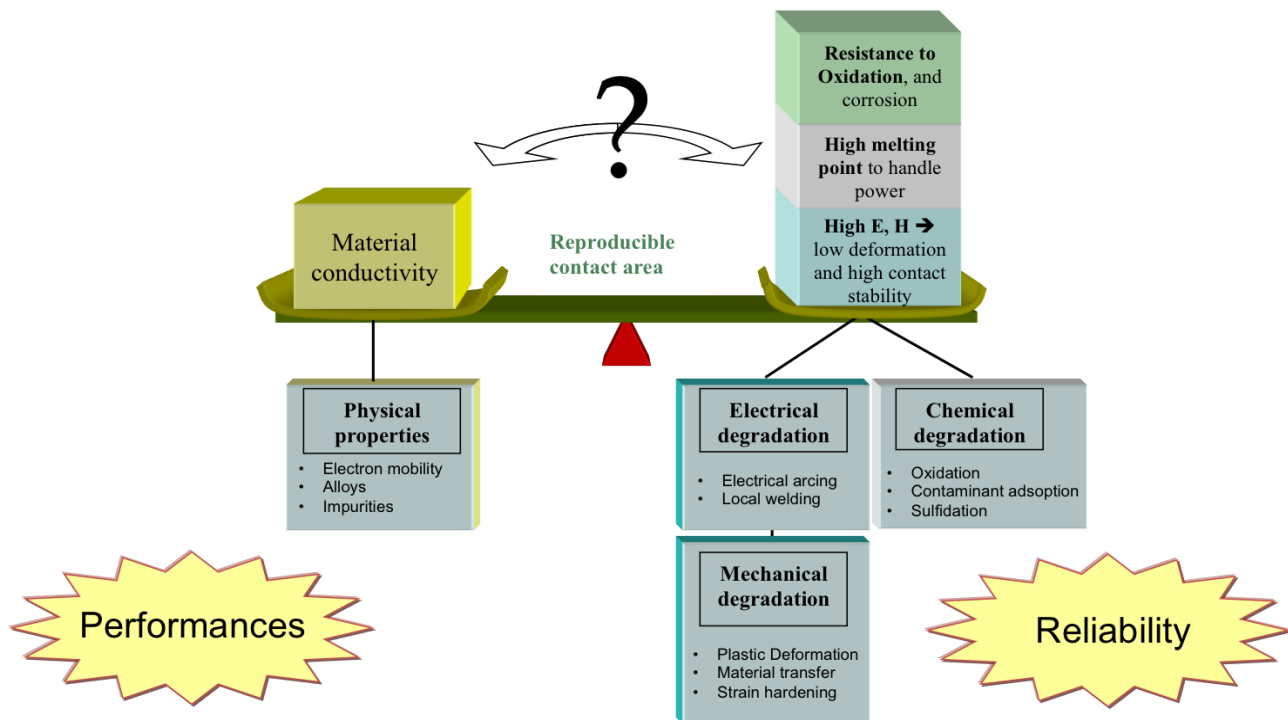


Figure 59 – Balance représentant le compromis dans le choix du matériau de contact entre performance et fiabilité

Historiquement, les contacts des macro-relais sont en grande majorité constitués d'argent ou d'alliages à base d'argent. En effet, ce matériau possède de très bonnes propriétés électriques et mécaniques, ce qui en fait un très bon candidat pour le revêtement des contacts. La charge appliquée sur les contacts des macro-relais, de l'ordre du Newton, est assez élevée pour perforer les couches isolantes se formant typiquement à l'extrême surface des contacts en argent. Cependant, les forces de contact disponibles dans les interrupteurs MEMS sont de l'ordre de la centaine de micronewtons, ce qui n'est généralement pas suffisant pour percer ces films isolants. L'or semble donc être une bonne alternative au vu de sa faible résistivité et sa très bonne tenue face à la corrosion. En effet, il s'agit d'un matériau noble qui ne s'oxyde pas. C'est pourquoi, nous avons vu apparaître, depuis le début de la filière micro-interrupteur, de nombreux contacts constitués de ce matériau. Toutefois, les contacts Au/Au ont montré des limitations en terme de

fiabilité, notamment dues à une prédisposition à l'adhésion, à l'usure et au transfert de matière en raison de ses propriétés mécaniques médiocres [26][60][61][62]. Effectivement, sa forte ductilité induit de larges déformations sous des niveaux de contrainte relativement faibles, et génère donc une surface de contact instable lors du fonctionnement du micro-interrupteur. Ainsi, de nombreuses études sont parues sur des métaux et des alliages métalliques alternatifs, pour remplacer l'or dans les microcontacts [4][63][64][65]. Concernant les alliages métalliques, l'analyse des diagrammes de phase est importante car seuls les alliages monophasés sont recommandés pour l'utilisation en tant que revêtement de contact, en raison de la stabilité de leur structure cristalline à température élevée. Les phases bimétalliques sont à éviter car non seulement elles ne peuvent être déposées de manière fiable lors de la fabrication, mais surtout un changement de phase peut se produire lors des opérations de commutations.

3.2.1 ÉTUDES QUASI-STATIQUES DES PERFORMANCES DES MATERIAUX DE CONTACT

Il existe, à notre connaissance, deux manières de caractériser des matériaux de contact. La première concerne les études réalisées en amont de l'intégration de ces matériaux dans un micro-interrupteur, sur des bancs de caractérisation dédiés à un actionnement quasi-statique. Schimkat propose de tester des contacts réalisés en or (Au), en alliage or-nickel (AuNi₅) et en rhodium (Rh) à l'aide d'un banc à actionnement piézoélectrique [65][66] (cf. Figure 60).

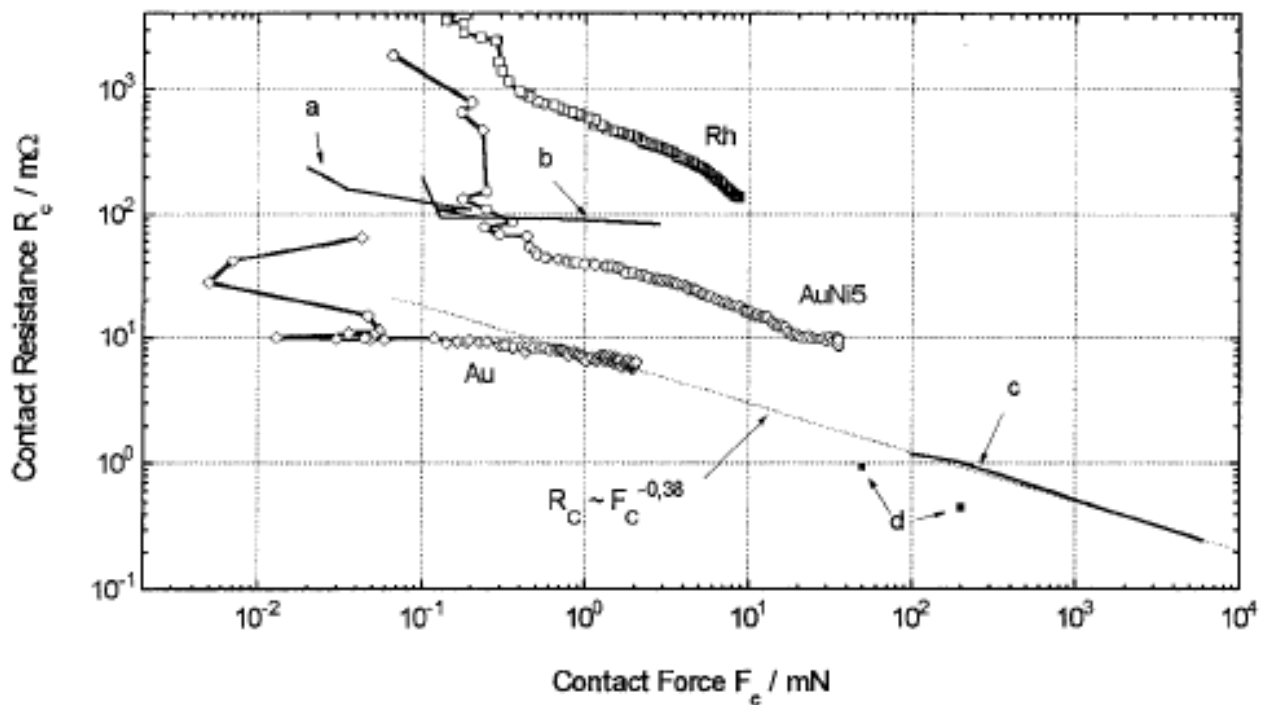


Figure 60 - Résistance de contact mesurée pour des contacts Au, AuNi₅ et Rh en fonction de la force appliquée [65]

Tout d’abord, il observe une réduction de l’adhésion à l’ouverture pour les matériaux les plus durs (AuNi₅ et Rh) bien qu’il faille une force de contact plus élevée pour mesurer une résistance de contact faible et stable. En effet, une force supérieure à 300 μ N est nécessaire pour avoir une résistance stable en dessous de 100 $m\Omega$ pour le contact AuNi₅. De même, il faut dépasser 600 μ N pour avoir une résistance en dessous de 1 Ω pour le contact en rhodium tandis que 100 μ N sont suffisants pour avoir une résistance stable, en dessous de 30 $m\Omega$ pour le contact en or. Cependant les surfaces des plots de contact testés (~ 1 mm^2) se rapprochent plus de celles des macro-contacts. De même, les forces maximales utilisées dépassent le milli newton. Ainsi, lors des sollicitations successives, les surfaces de contact sont matées, ce qui explique les faibles valeurs de résistance mesurées en comparaison avec celles généralement rapportées dans la littérature [1][6][15][25][67].

De nombreuses études similaires ont été réalisées pour une étude quasi-statique du microcontact, avec des bancs de caractérisation réalisés à partir d’un d’AFM sur des contact Au/Au [15], Ir/Au [68][69] des alliages Au/Ni [70], et d’autres à partir d’un nanoindenteur ou d’actionneur piézoélectrique sur des contacts Au/Au [13][63][67][71][72], Al/Al [73], Au/Pt et Pt/Pt [63]. Cependant, il est difficile de comparer ces différentes études car les forces de contact et les

charges commutées ne sont jamais les mêmes. De plus, elles sont réalisées sur des bancs différents pour lesquels les résultats varient pour un même matériau : les biais introduits par chaque méthode/instrument de mesure sont encore mal maîtrisés par manque de coordination entre les laboratoires.

3.2.2 ÉTUDES DYNAMIQUES DES PERFORMANCES DES MATERIAUX DE CONTACT

La seconde méthode concerne l'étude dynamique des performances des matériaux de contact en condition réelle, *i.e.* implémentés sur un micro-interrupteur afin d'étudier la résistance de contact en fonction du nombre de cycles de commutation. Les conditions expérimentales (niveau de force, atmosphère, température, tension et courant appliqués, etc.) dans lesquelles sont réalisées les différentes études rencontrées dans la littérature sont très souvent incomplètes, compliquant la comparaison entre ces dernières. Cependant, nous analyserons dans ce paragraphe les principaux résultats obtenus.

Ainsi, Coutu a étudié des micro-interrupteurs avec des revêtements de contact constitués de divers alliages binaires et ternaires à base d'or (Au, AuPt, AuPd, AuAg, AuPtCu) afin d'augmenter la dureté des microcontacts tout en conservant de bonnes propriétés de conduction [64] (*cf.* Figure 61).

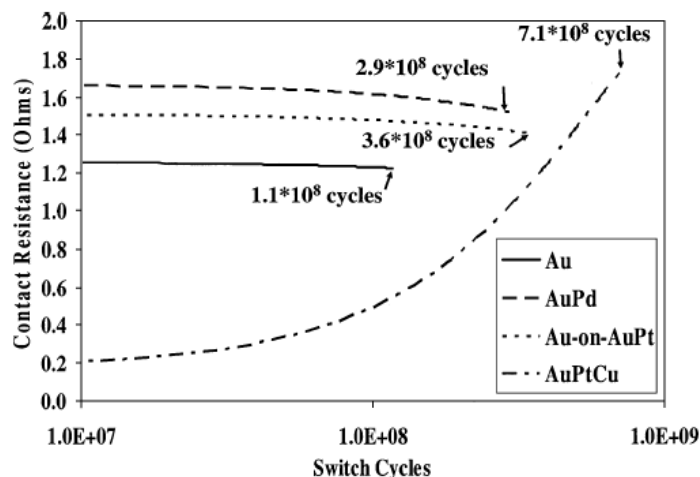


Figure 61 - Résistance de contact en fonction du nombre de cycles pour des contacts en Au, AuPd, Au/AuPt et AuPtCu [64]

Il observe des durées de vie plus élevées pour les contacts à base d'alliages, malgré des résistances de contact plus élevées en fin de vie, en comparaison avec le contact Au/Au. Comme pour la

plupart de ce genre d'études, les résistances de contact calculées grâce aux modèles présentés précédemment sont bien plus faibles que les valeurs mesurées, ce qu'il attribue à la présence de films isolants en surface des électrodes.

De même, Chen et *al.* ont réalisé une étude similaire sur des microcontacts en platine, en rhodium, en ruthénium, ainsi que l'alliage de ces métaux avec de l'or pour des forces maximales de contact comprises entre 200 μN et 250 μN [6].

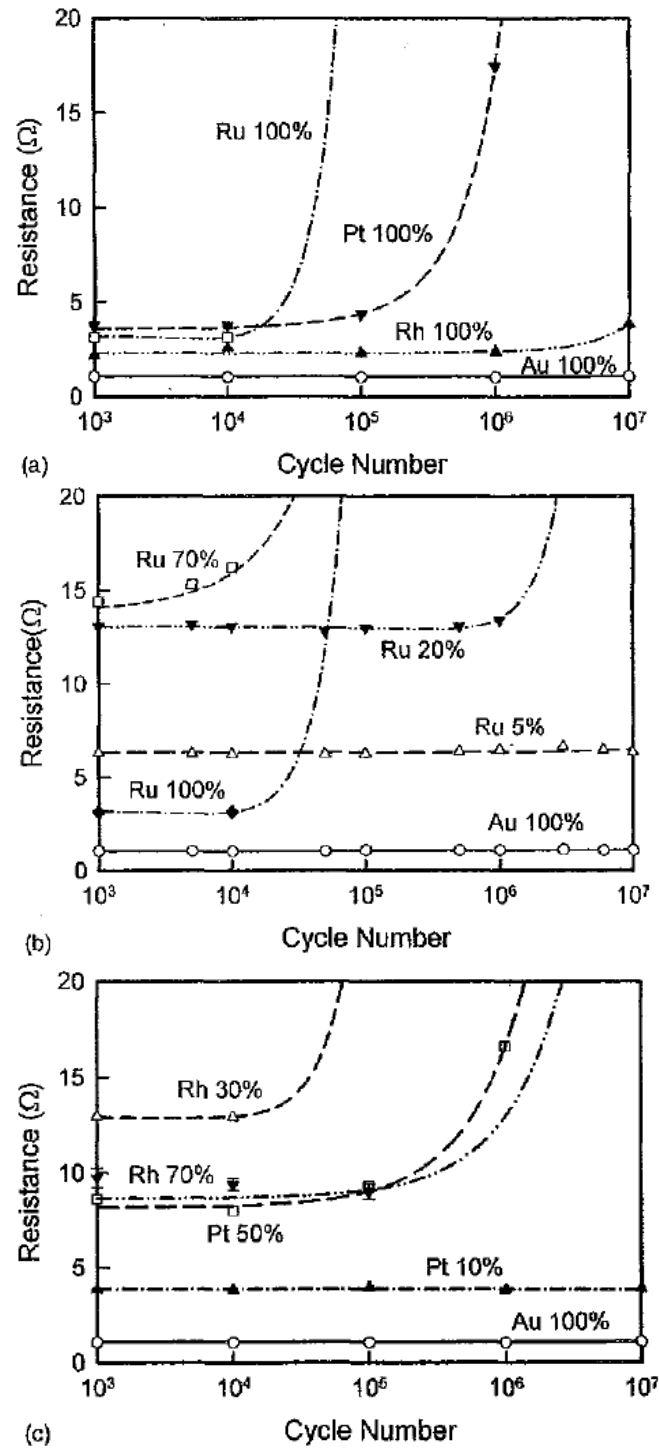


Figure 62 - Résistance de contact en fonction du nombre de cycles pour différents matériaux de contact [6]

Les résultats montrent cette fois que les contacts à base d'or pur présentent une meilleure fiabilité que les alliages et les autres matériaux (Ru, Pt et Rh). Les auteurs attribuent les problèmes de fiabilité rencontrés sur les contacts Ru, Pt et Rh à la susceptibilité accrue de ces matériaux à former des films isolants en surface. Lorsque ces métaux sont alliés avec de l'or, le taux de

contamination des surfaces est modifié. Plus l'alliage contient d'or, moins le matériau est sensible aux défaillances dues aux contaminations des surfaces de contact.

Par ailleurs, Mc Bride et *al.* ont fait croître des nanotubes de carbone sur un microcontact en or en créant ainsi une électrode composite Au/MWCNT (*Multi Walled Carbon Nanotubes*) [74]. Les résultats montrent une très bonne fiabilité de ce type d'électrode à faible courant (< 1 mA), dépassant les 10^7 cycles sous une force de 1 mN. Cependant, lorsque le courant augmente (30, 40 ou 50 mA), la durée de vie des micro-interrupteurs ne dépasse pas les 200 cycles.

Au final, ces matériaux présentent des performances différentes en termes de résistance de contact et de durée de vie des composants. Ces études sont très utiles pour caractériser la fiabilité d'un matériau de contact, mais elles restent cependant limitées pour comprendre la physique de la défaillance sous-jacente. On observe tout de même que les alliages durcis à base d'or réduisent l'adhésion à l'ouverture ainsi que l'usure des surfaces de contact, et ce, au prix d'une résistance de contact plus élevée. Cependant, la formation de films isolants à la surface des matériaux semble être un des problèmes majeurs, limitant la durée de vie de ces dispositifs MEMS.

3.2.3 SYNTHÈSE

Nous avons vu qu'il existe des alternatives au contact Au/Au initialement envisagé pour les contacts ohmiques des micro-interrupteurs. Ce dernier est en effet sujet à de nombreux problèmes de fiabilité à ces échelles. Il va falloir ainsi trouver des matériaux de contact performants et fiables, dans des conditions de fonctionnement identiques à celles rencontrées dans les micro-interrupteurs (atmosphère inerte, niveaux de force, de courant, de tension, etc.). L'introduction de matériaux plus durs pourrait permettre de s'affranchir des problèmes rencontrés avec l'or, à condition de ne pas introduire de nouveaux modes de défaillance. Encore faut-il pouvoir caractériser et comparer les performances de ces différents matériaux dans les conditions spécifiques des microcontacts. En effet, les forces de contact appliquées sur les bancs conçus à partir de nanoindenteur sont souvent supérieures à 1 mN, et celles sur les bancs conçus à partir d'un microscope à force atomique (AFM), souvent inférieures à 30 μ N. Nous présenterons dans le prochain chapitre un banc de caractérisation développé dans le cadre de cette thèse, permettant d'appliquer des forces de contact comprises entre 100 μ N et 500 μ N. De plus, à notre connaissance, aucune étude approfondie ne reporte le comportement électro-thermo-mécanique

de différents microcontacts permettant l'étude de l'évolution des surfaces de contact à plusieurs niveaux de puissance électrique sous atmosphère contrôlée.

3.3 RÉFÉRENCES

- [1] S. Majumder, N. E. McGruer, G. G. Adams, P. M. Zavracky, R. H. Morrison and J. Krim. *Study of contacts in an electrostatically actuated microswitch*. Sensors & Actuators A: Physical, 93, pages 19-26 (2001)
- [2] C. Fung. *Industry study on issues of MEMS reliability and accelerated lifetime testing*. Microwave journal, 48(9), pages 186-194 (2005)
- [3] G. M. Rebeiz. *RF MEMS Theory, design, and technology*. Hoboken, New Jersey: J. Wiley & Sons, pages 185-192 (2003)
- [4] N.E. McGruer, G.G. Adams, L. Chen, Z.J. Guo and Y. Du. *Mechanical, Thermal and Material Influences on Ohmic-Contact-Type MEMS Switch Operation*. IEEE 19th International Conference on Micro Electro Mechanical Systems, pages 230-233 (2006)
- [5] B.D. Jensen, K. Huang, L. Chow, K. Saitou, J.L. Volakis, and K. Kurabayashi. *Asperity Heating for repair of metal contact RF MEMS switches*. IEEE MTT-S International Microwave Symposium Digest, 3, pages 1939-1942 (2004)
- [6] L. Chen, H. Lee, Z.J. Guo, N.E. McGruer, K.W. Gilbert, S. Mall, K.D. Leedy and G.G. Adams. *Contact resistance study of noble metals and alloy films using a scanning probe microscope test station*. Journal of applied physics, 102(7), pages 74910-74910 (2007)
- [7] S. Kalpakjian and S.R. Schmid. *Manufacturing engineering and technology*. Prentice-Hall, Upper Saddle River, NJ (2001)
- [8] G. Gregori and D.R. Clarke. *The interrelation between adhesion, contact creep, and roughness on the life of gold contacts in radio-frequency microswitches*. Journal of Applied Physics, 100(9), pages 94904-94904 (2006)
- [9] T. Ishida, Y. Nakajima, K. Kakushima, M. Mita, H. Toshiyoshi and H. Fujita. *Design and fabrication of MEMS-controlled probes for studying the nano-interface under in situ TEM observation*. Journal of Micromechanics and Microengineering, 20(7), pages 75011-75018 (2010)
- [10] M.S. Machate. *Joule heat effects on reliability of RF MEMS switches*. Thèse de doctorat, Worcester Polytechnic Institute (2003)

- [11] G.G. Adams and M. Nosonovshy. *Contact modeling – forces*. Tribology International, 33, pages 431-442 (2000)
- [12] Y. Ando and J. Ino. *Friction and pull-off forces on submicron-size asperities*. Wear, 216, pages 115-122 (1998)
- [13] K.W. Gilbert, S. Mall, K.D. Leedy and B. Crawford. *A nanoindenter based method for studying MEMS contact switch microcontacts*. IEEE 54th Holm Conference on Electrical Contacts, pages 137-144 (2008)
- [14] D.J. Dickrell and M.T. Dugger. *The effects of surface contamination on resistance degradation of hot-switched low-force MEMS electrical contacts*. IEEE 51st Holm Conference on Electrical Contacts, pages 255-258 (2005)
- [15] J.W. Tringe, T.A. Uhlman, A.C. Oliver and J.E. Houston. *A single asperity study of Au/Au electrical contacts*. Journal of applied physics, 93, pages 4661-4669 (2003)
- [16] G. Gregori, R.E. Mihailovich, J.F. DeNatale, and D.R. Clarke. *Development of adhesive contact of MEMS-switches upon actuation cycling*. 18th IEEE International Conference on Micro Electro Mechanical Systems, pages 439-442 (2005)
- [17] F. Souchon, A. Peschot, P.L. Charvet and C. Poulain. *Impact of Creep and Softening Mechanisms on the Contact Resistance of RF MEMS Ohmic Switches: Study of the Current and Time Effects on Au-to-Au Microcontacts in Static Contact Conditions*. 56th IEEE Holm Conference on Electrical Contacts, pages 1-7 (2010)
- [18] P.G. Slade. *Electrical contacts: principles and applications*. CRC (1999)
- [19] F. Kahlrausch. *Über den Stationären Temperaturzustand eines elektrisch Geheizten Leiters*. Annalen der Physik, 306(1), pages 132-158 (1900)
- [20] J.A. Greenwood and J.B.P. Williamson. *Electrical conduction in solids II: theory of temperature-dependant conductors*. Proceeding Royal Society, A246, pages 13-31 (1958)
- [21] R. Holm. *Electric contacts: Theory and applications*. Berlin: Springer (1969)
- [22] B.D. Jensen, L.L.W. Chow, K.W. 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, 14(5), pages 935-946 (2005)
- [23] R.S Timsit. *On the Evalutation of Contact Temperature from Potential-Drop Measurements*. IEEE Transactions Components Hybrids and Manufacturing Technology, 6(1), pages 115-121

(1983)

- [24] Y. Sano and T. Kaneko. *Applicability and correction of the temperature-voltage relation in the case of point contact*. IEEE Trans. IEEE Transactions Components Hybrids and Manufacturing Technology Part A, 21, pages 345-351 (1998)
- [25] D. Hyman and M. Mehregany. *Contact physics of gold microcontacts for MEMS switches*. IEEE transactions on components and packaging technologies, 22(3), pages 357-364 (1999)
- [26] S. T. Patton and J. S. Zabinski. *Fundamental studies of Au contacts in MEMS RF switches*. Tribology Letters, 18(2), pages 215-230 (2005)
- [27] I. Dietrich and E. Rüdhardt. *Feinwanderung an Abhekontakten*. Zeitschrift für Angewandte Physics, 1, pages 1-24 (1948)
- [28] S. J. Krumbein. *Metallic electromigration phenomena*. IEEE Transactions on Components, Hybrids and manufacturing technology, 11(1), pages 5-15 (1988)
- [29] J. Lienig. *Introduction to electromigration-aware physical design*. International symposium on Physical design, pages 39-46 (2006)
- [30] Z. Yang. *Contact material optimization and contact physics in metal-contact microelectromechanical systems (MEMS) switches*. Thèse de doctorat, Graduate Faculty of North Carolina State University (2008)
- [31] E.W. Muller, J.A. Panitz, and S.B. McLane. *The Atom-Probe Field Ion Microscope*. Review of scientific instruments, 39(1), pages 83-86 (1968)
- [32] T.T. Tsong. *Effects of an electric field in atomic manipulations*. Physical Review B, 44, pages 13703-13710 (1991)
- [33] D.N. Zurlev and R.G. Forbes. *Field ion emission: the effect of electrostatic field energy on the prediction of evaporation field and charge state*. Journal of Physics D: Applied Physics, 36(17), pages L78-L82 (2003)
- [34] T. T. Tsong. *Field-ion image-formation*. Surface Science, 70(1), pages 211-233 (1978)
- [35] H.J Manin, P.H Guethner and D. Rugar. *Atomic emission from a gold scanning tunneling microscope tip*. Physical Review Letters, 65(19), p. 2418-2421 (1990)
- [36] C.S. Chang, W.B. Su and T.T Tsong, « Field evaporation between a gold tip and a gold surface in the scanning tunneling microscope configuration », Physical Review Letters, 72(4), pages 574-577 (1994)

- [37] J.J. Kruglick and K.S.J. Pister. *Lateral MEMS microcontact consideration*. Journal of Microelectromechanical Systems, 8(3), pages 264-271 (1999)
- [38] L. Féchant. *Le contact électrique - Phénomènes physiques et matériaux*. Hermes, Paris (1996)
- [39] P.G. Slade and E. Taylor. *Electrical breakdown in atmospheric air between closely spaced (0.2 μ m - 40 μ m) electrical contacts*. IEEE Transactions on Components and Packaging Technologies, 25(3), pages 390-396 (2002)
- [40] J.M. Torres and R.S. Dhariwal. *Electrical field breakdown at micrometer separations*. Nanotechnology, 10, pages 102-107 (1999)
- [41] A.J. Wallash and L. Levit. *Electrical breakdown and ESD phenomena for devices with nanometer-to-micron gaps. Reliability, testing and characterization of MEMS/MOEMS II*, 4980(1), pages 87-96 (2003)
- [42] F.W. Strong, J.L. Skinner and N.C. Tien. *Electrical discharge across micrometer-scale gaps for planar MEMS structures in air at atmospheric pressure*. Journal of Micromechanics and Microengineering, 18(7), pages 75025-75035 (2008)
- [43] Z. Chen and G. Witter. *Electrical erosion comparison of materials for automotive loads*. 19th International conference on Electrical Contacts, pages 7-15 (1998)
- [44] Z.K. Chen and K. Sawa. *Effect of arc behavior on materials transfer: A review*. IEEE Transactions on Components, Packaging, and Manufacturing Technology, Part A, 21(2), pages 310–322 (1998)
- [45] A. Tazzoli, V. Peretti, R. Gaddi, A. Gnudi, E. Zanoni, and G. Meneghesso. *Reliability issues in RF-MEMS switches submitted to cycling and ESD test*. IEEE International Reliability Physics Symposium, pages 410–415 (2006)
- [46] J.A. Walraven, J.M. Soden, D.M. Tanner, P. Tangyonyong, E.I. Cole, R.E. Anderson, and L.W. Irwin. *Electrostatic discharge/electrical overstress susceptibility in MEMS: a new failure mode*. SPIE proceedings series 4180, pages 30-39 (2000)
- [47] J.W. McBride, R.A. Coutu and L.V.A. Starman. *Improved Micro-Contact Resistance Model that considers Material Deformation Electron Transport and Thin Film Characteristics*. 55th IEEE Holm Conference on Electrical Contacts, pages 298-302 (2009)

- [48] A. Carton, C.G. Christodoulou, C. Dyck, and C. Nordquist. *Investigating the Impact of Carbon Contamination on RF MEMS Reliability*. IEEE Antennas and Propagation Society International Symposium, pages 193-196 (2006)
- [49] D.J. Dickrell and M.T. Dugger. *Electrical Contact Resistance Degradation of a Hot-Switched Simulated Metal MEMS Contact*. , IEEE Transactions on Components and Packaging Technologies, 30(1), pages 75-80 (2007)
- [50] Q. Ma, Q. Tran, T.K.A. Chou, J. Heck, H. Bar, R. Kant, and V. Rao. *Metal contact reliability of RF MEMS switches*. SPIE proceedings series 6463, pages 646305-646311 (2007)
- [51] J. Tringe, W. Wilson and J. Houston. *Conduction properties of microscopic gold contact surfaces*. SPIE proceedings series 4558, pages 151-158 (2001)
- [52] L. Kogut and K. Komvopoulos. *Analytical current-voltage relationships for electron tunneling across rough interfaces*. Journal of applied physics, 97 (7), pages 73701-73701 (2005)
- [53] H.P. Koidl, W.F. Rieder, Q.R. Salzmann. *Influence of Physical/Chemical Characteristics of Organic Vapors and Gas Mixtures on their Contact Compatibility*. IEEE Transactions on Components and Packaging Technologies, 22(3), pages 439-445 (1999)
- [54] T. Umemoto, T. Takeuchi and R. Tanaka. *The behaviour of surface oxide film on Ruthenium and Rhodium plated contacts*. IEEE Transactions on Components, Hybrids, and Manufacturing Technology, 1(1), pages 103-107 (1978)
- [55] H.W. Hermance and T.F. Egan. *Organic deposits on precious metal contacts*. Bell Systems Technology Journal, 37(3), pages 739-777 (1958)
- [56] T. Tamai. *Recovery of Low Contact Resistance due to Electrical Breakdown of Contaminant Films Interposed between Contact Interface and Mechanisms of the Breakdown*. IEIC Technical Report, 103(554), pages 1-8 (2004)
- [57] J.M. Kim, S. Lee, C.W. Baek, Y. Kwon, and Y.K. Kim. *Cold- and Hot-switching lifetime characterizations of ohmic-contact RF MEMS switches*. IEICE Electronics Express, 5(11), pages 418-423 (2008)
- [58] M. Vincent. *Étude des mécanismes de défaillance du contact électrique dans un micro-interrupteur en technologie MEMS*. Thèse de doctorat, Institut Polytechnique de Grenoble (2010)
- [59] R. A. Coutu, P. E. Kladitis, K. D. Crane, and R. L. Crane. *Selecting metal alloy electric contact materials for MEMS switches*. Journal of Micromechanics and Microengineering, 14(8),

- pages 1157-1164 (2004)
- [60] S. Majumder, N. E. McGruer, and P. M. Zavracky. *Electrostatically actuated micromechanical switches*. Journal of Vacuum Science & Technology A: Vacuum, Surfaces, and Films, 15(3), pages 1246-1249 (1997)
- [61] J. Oberhammer and G. Stemme. *Active opening force and passive contact force electrostatic switches for soft metal contact materials*. Journal of Microelectromechanical Systems, 15(5), pages 1235-1242 (2006)
- [62] R.A. Coutu, P.E. Kladitis, R.L. Crane, and K.D. Leedy, *Radio frequency MEMS switch contact metal selection*, United States Patent No: US 7,235,750 B1 (2007)
- [63] H. Kwon, D.J. Choi, J.H. Park, H.C. Lee, Y.H. Park, Y.D. Kim, H.J. Nam, Y.C. Joo and J.U. Bu. *Contact materials and reliability for high power RF-MEMS switches*. IEEE 20th International Conference on Micro Electro Mechanical Systems, pages 231-234 (2007)
- [64] Ronald A. Coutu, James R. Reid, Rebecca Cortez, Richard E. Strawser and Paul E. Kladitis. *Microswitches with sputtered Au, AuPd, Au-on-AuPt, and AuPtCu alloy electric contacts*. IEEE transactions on components and packaging technologies, 29(2), pages 341-349 (2006)
- [65] J. Schimkat. *Contact Materials For Microrelays*. IEEE The Eleventh Annual International Workshop on Micro Electro Mechanical Systems, pages 190-194 (1998)
- [66] J. Schimkat. Contact measurements providing basic design data for microrelay actuators. Sensors and Actuators A: Physical, 73(1-2), pages 138-143 (1999)
- [67] S.C. Bromley and B.J. Nelson. *Performance of microcontacts tested with a novel MEMS device*. IEEE 47th Holm conference on electrical contact, pages 122-127 (2001)
- [68] J. Beale and R.F. Pease. *Limits of High-Density, Low-force pressure contacts*. IEEE Transactions on Components, Packaging, and Manufacturing Technology Part A, 17(2), pages 257-262 (1994)
- [69] J. Beale and R.F. Pease. *Apparatus for studying ultrasmall contacts*. IEEE 38th Holm Conference on Electrical Contacts, pages 45-49 (1992)
- [70] Z Yang, D. Lichtenwalner, A. Morris, S. Menzel, C. Nauenheim, A. Gruverman, J. Krim. and A.I. Kingon. *A new test facility for efficient evaluation of MEMS contact materials*. Journal of Micromechanics and Microengineering, 17(9), pages 1788-1795 (2007)
- [71] H. Lee, R.A. Coutu, S. Mall, and P.E. Kladitis. *Nanoindentation technique for characterizing cantilever beam style RF microelectromechanical systems (MEMS) switches*. Journal of Micromechanics and Microengineering, 15, pages 1230-1235 (2005)

- [72] H. Kwon, S.S. Jang, Y.H. Park, T.S. Kim, Y.D. Kim, H.J. Nam and Y.C. Joo. *Investigation of the electrical contact behaviours in Au-to-Au thin-film contacts for RF-MEMS switches*. Journal of Micromechanics and Microengineering, 18(10), pages 105010-105019 (2008)
- [73] B.H. Jang, P.H. Tseng and W. Fang. *Characterization of micro-contact properties using a novel micromachined apparatus*. Journal of Micromechanics and Microengineering, 18(5), pages 55020-55026 (2008)
- [74] J.W. McBride, E.M. Yunus, and S.M. Spearing. *Gold-coated carbon nanotube surfaces as low force electrical contacts for MEMS devices: part 1*. IEEE 55th Holm Conference on Electrical Contacts, pages 278-284 (2009)

Chapitre 4 – Approche expérimentale

L'étude du microcontact électrique est rendue difficile par les faibles échelles auxquelles opèrent les phénomènes physiques entraînant la dégradation des surfaces conductrices. Notamment, la compréhension du comportement électromécanique des matériaux utilisés à l'interface de contact est essentielle en vue de la fiabilisation des micro-interrupteurs. En particulier, la force de contact et la résistance de contact correspondante doivent être très précisément contrôlées sachant que ces deux paramètres sont interdépendants. Pour cela, des outils spécifiques ont été développés conjointement par la société NOVAMEMS et le laboratoire d'analyse et d'expertise qualité du CNES. Nous allons voir à travers ce chapitre les moyens mis en place afin de réaliser cette étude.

4.1 BANC DE MICRO-FLEXION

4.1.1 PRINCIPE

Depuis quelques années, différentes techniques de caractérisation du microcontact ont pu voir le jour (cf. Figure 63).

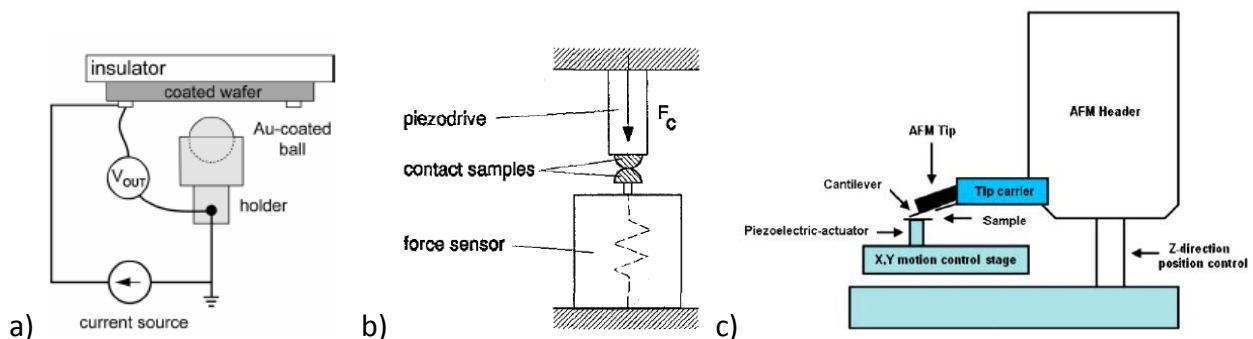


Figure 63 - Schéma de principe de la caractérisation d'un contact électrique en utilisant une électrode mobile a) montée sur la colonne d'un nanoindenteur et un dépôt pleine plaque [1] b) montée sur un actionneur piézoélectrique [2][3] c) sur une pointe AFM [4]

Le schéma de principe présenté sur la Figure 63 a) est celui d'un banc de test électrique conçu à partir d'un nanoindenteur. Cet instrument a été initialement développé pour la mesure localisée du module d'élasticité et de la dureté de matériaux massifs ou en couches minces. Le principe de cet instrument est simple : à l'aide d'une pointe en diamant de géométrie connue, on poinçonne le matériau afin d'extraire ses propriétés mécaniques. L'analyse est réalisée à partir de l'interprétation analytique des courbes expérimentales « force appliquée - déplacement de la

pointe », traditionnellement lors de la décharge et, plus récemment, tout au long du cycle de charge à l'aide de la superposition d'un signal harmonique à la consigne initiale. Sur la Figure 63.a, un matériau déposé en pleine plaque sur un substrat isolant sert de contact fixe. La seconde électrode est constituée d'un matériau déposé sur une sphère montée à l'extrémité de la colonne d'indentation. Une mesure de résistance 4 fils est réalisée entre la colonne et le substrat revêtu. La colonne d'indentation permet de contrôler la charge appliquée sur le contact ainsi que le déplacement de la pointe. Cependant, cette méthode présente quelques inconvénients, dont un en particulier : le nombre de configurations caractérisables par cette méthode reste limité dans la mesure où chacune nécessite la fabrication et la mise en place d'une nouvelle électrode mobile sur la colonne du nanoindenteur. Cette dernière opération s'avère particulièrement délicate car elle nécessite une calibration complète de l'installation pour chaque électrode mobile réalisée. *In fine*, cette technique de caractérisation reste un moyen lourd à mettre en œuvre, qui ne garantit pas l'étude du contact dans des conditions proches des conditions réelles de l'établissement du contact dans les micro-interrupteurs, notamment par rapport aux géométries et à la dimension des contacts. De plus, la résolution des forces appliquées sur ce banc est typiquement de l'ordre de plusieurs dizaines de millinewton, *i.e.* quasiment deux ordres de grandeur au-dessus des forces habituellement rencontrées dans les micro-interrupteurs [5][6][7]. Par ailleurs, des bancs similaires ont vu le jour, utilisant le même principe de fonctionnement, mais en remplaçant cette fois la colonne du nanoindenteur par un actionneur piézoélectrique [8][9][10] (*cf.* Figure 63.b) ou une pointe AFM [4][11] (*cf.* Figure 63.c). L'actionnement piézo-électrique fournit des forces trop élevées pour la caractérisation des microcontacts allant de 1 mN à 10 mN. Les bancs développés à partir d'un AFM permettent une bien meilleure résolution en force. Cependant la zone de contact sollicitée n'est pas toujours la même car la précision du positionnement de l'actionneur ne permet pas un actionnement parfaitement reproductible. Ainsi, ces bancs ne permettent pas de reproduire complètement l'actionnement d'un micro-interrupteur.

C'est pourquoi, nous proposons dans ce chapitre, une technique également dérivée de l'utilisation d'un nanoindenteur, mais plus souple dans sa mise en œuvre et permettant la réalisation d'essais directement sur des micro-interrupteurs ou des éprouvettes comparables. Dans le cas des structures de tests, les résultats obtenus se rapprochent de la réalité car ces structures sont fabriquées avec le même procédé de fabrication que les interrupteurs MEMS. Le banc présenté ici, dit de micro-flexion, est donc meilleur pour caractériser les microcontacts en conditions réelles d'utilisation. La mesure de résistance est cette fois-ci réalisée directement entre la partie fixe et la

partie mobile de l'interrupteur à l'aide d'une mesure 4 fils. En outre, les forces maximales appliquées dans les micro-interrupteurs (de l'ordre de la centaine de μN) sont plus faibles que celles appliquées pour un essai d'indentation classique (quelques mN). Afin d'accroître la résolution et la précision de la mesure, un module DCM (*Dynamic Contact Module*) est nécessaire. Dans cette configuration, la pointe du nanoindenteur n'est pas modifiée. Cette pointe en diamant classique (cf. Figure 64) nous permet de simuler l'actionnement électrostatique d'un micro-interrupteur à l'interface de contact, avec un contrôle très précis de la force appliquée et du déplacement résultant grâce au module DCM (résolution en force : 10^{-9} N et résolution en déplacement : 10^{-9} m).

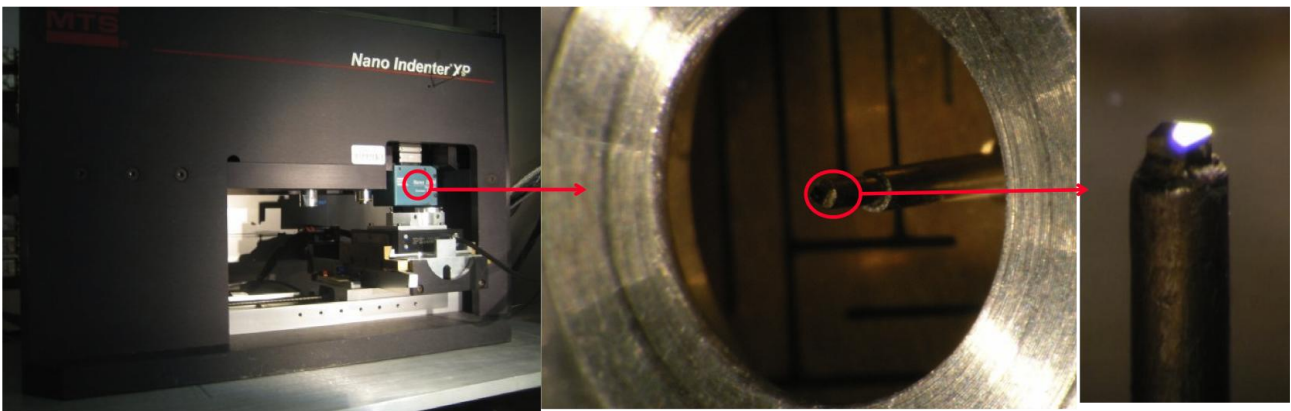


Figure 64 - Nanoindenteur du laboratoire CNES / NOVAMEMS

La principale difficulté de mise en œuvre qui a jusqu'à maintenant limité le développement de cette technique est le positionnement précis de la structure sous la pointe du nanoindenteur. Cette difficulté a été résolue ici en utilisant une table piézo-électrique sur laquelle vient se fixer l'échantillon et permettant un positionnement nanométrique de l'échantillon sous la pointe.

Cette table de nano-positionnement permet l'utilisation du nanoindenteur en mode pseudo AFM : la pointe en diamant est amenée à la rencontre de la surface de l'échantillon (sans endommagement, car la force de contact est inférieure au micronewton), puis maintenue en contact avec cette surface lors du déplacement de l'échantillon sous la pointe pour scanner la surface d'intérêt (asservissement sur la raideur de contact maintenue constante). La force appliquée sur l'échantillon est contrôlée de manière très précise afin de ne pas détériorer la surface caractérisée. 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 exactement au-

dessus de la zone d'intérêt afin d'appliquer la force rigoureusement au-dessus du microcontact (cf. Figure 65).

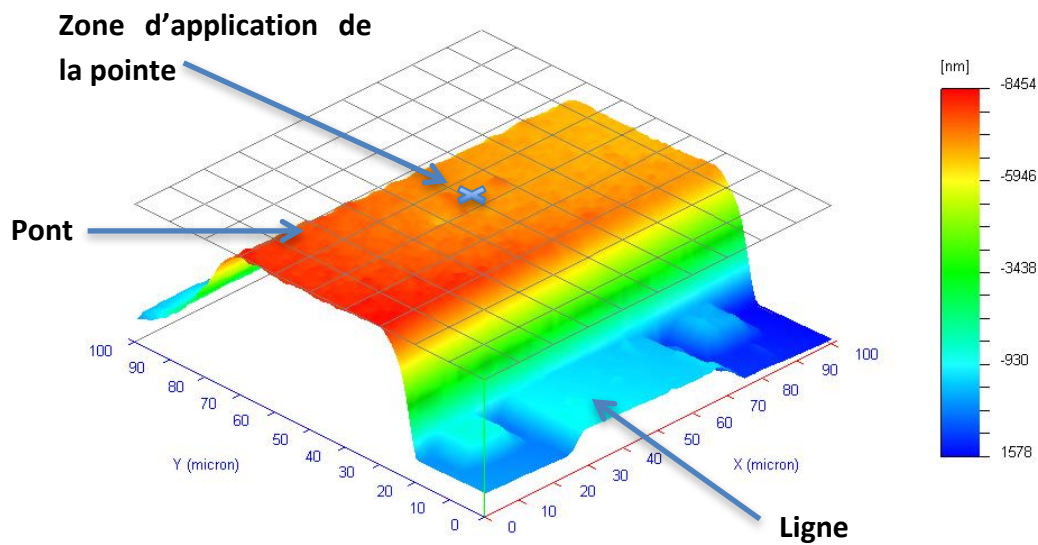


Figure 65 - Scan réalisé avec un nanoindenteur sur un pont en or pour localiser le point d'application de la charge avant l'essai

La pointe du nanoindenteur est utilisée comme micro-actionneur mécanique, en appliquant une force ponctuelle sur l'électrode suspendue. On vient ainsi fléchir le pont ou la poutre jusqu'à la création d'un contact mécanique entre l'électrode mobile et l'électrode fixe. A partir de cet événement, la force appliquée est réinitialisée pour correspondre directement à la force transmise au contact, puis enregistrée en même temps que l'évolution de la résistance de contact est mesurée. Un multimètre est utilisé pour réaliser la mesure 4 fils de la résistance de contact afin de supprimer les résistances parasites des chemins d'accès (fils, lignes, piste du PCB). Les mesures de force, de déplacement, de courant et de tension sont recueillies via le logiciel de pilotage du nanoindenteur. Le schéma de principe de ce banc de test est présenté sur la Figure 66.

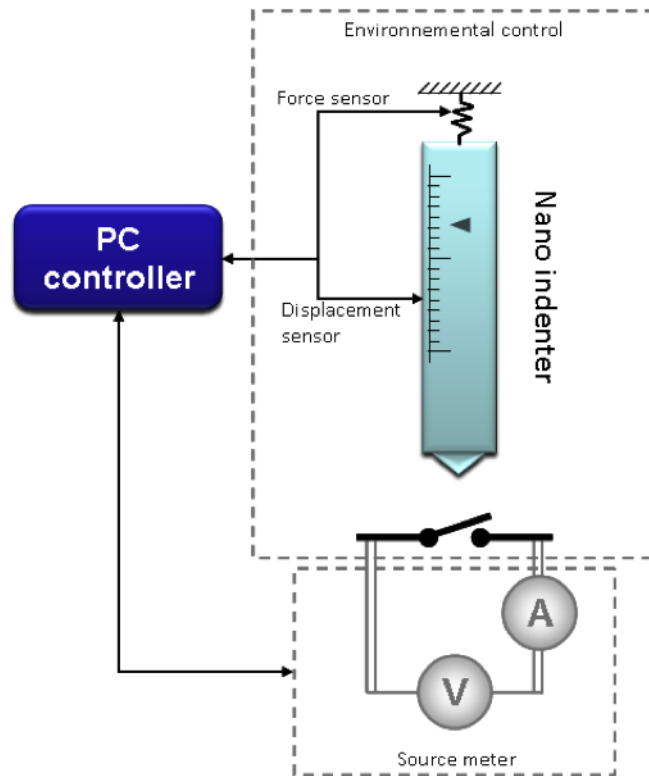


Figure 66 - Principe de fonctionnement du banc de micro-flexion réalisé à partir d'un nanoindenteur couplé à des mesures électriques

Par ailleurs, un module additionnelle CSM (*Controlled Stiffness Modulus*) permet d'induire des nano-oscillations harmoniques de la pointe simultanément à son déplacement. L'amplitude de ces oscillations est fixée à 1 nm. Un modèle dynamique prenant en compte les contributions de la pointes, de l'échantillon et de la colonne de nanoindentation est utilisé afin d'extraire les paramètres mécaniques du système durant le test. Ainsi, nous pouvons obtenir la raideur mécanique en temps réel. Cette technique est particulièrement intéressante pour l'étude de la raideur mécanique des parties suspendues dans les MEMS [12].

Les structures à tester sont reportées puis micro-câblées sur une carte de circuits imprimés (*cf.* Figure 67). Cette carte est ensuite reliée électriquement au multimètre puis fixée grâce à une colle cyanolite sur le porte-échantillon du nanoindenteur.

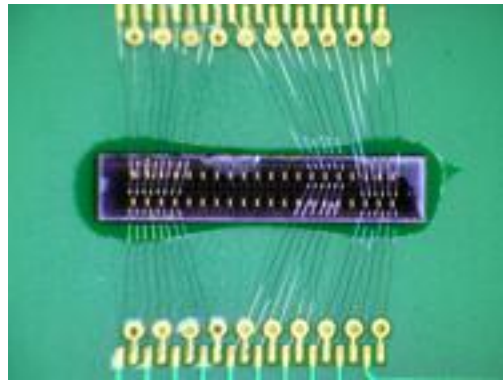


Figure 67 – Puce de véhicules de test reportée sur un PCB (Printed Circuit Board)

Le banc est placé dans une chambre environnementale permettant un contrôle précis de la température ainsi que de l'humidité grâce à un flux d'azote quasi-constant. Par défaut, la température de la chambre environnementale est réglée à 20°C. Cette température sera conservée pour tous les essais présentés dans ce manuscrit car les capteurs de force et de déplacement du nanoindenteur sont étalonnés à cette température. Une variation de température peut modifier les propriétés mécaniques des capteurs implantés dans la colonne du nanoindenteur, notamment au niveau de l'assemblage des lames ressorts permettant de mesurer le déplacement de la pointe. Les paramètres d'entrée et de sortie du banc de test sont récapitulés dans le Tableau 4.

Tableau 4 - Paramètres d'entrée et de sortie du banc de micro-flexion

Type de source	Mode de commutation
<ul style="list-style-type: none"> • Source de courant 	Commutation chaude Commutation froide Commutation mécanique
<ul style="list-style-type: none"> • Source de tension 	Commutation chaude Commutation froide Commutation mécanique
Paramètres d'entrée	Gamme
<ul style="list-style-type: none"> • Niveau de courant (I_c) • Charge maximale appliquée (F_{max}) • Tension limite (V_c) • Durée du plateau de maintien à force maximale t_{hold} • Taux de charge et de décharge 	0.01 à 100 mA 1 μ N à 6 mN 10 ⁻⁵ à 40 V 0 à plusieurs minutes 1 à 500 μ N/s
Environnement	Azote sec (< 3% RH)
Sorties	
<ul style="list-style-type: none"> • Variation de la tension (V_c) ou du courant (I_c) [dépendant du type de source] • Déplacement de la pointe (d) 	<ul style="list-style-type: none"> • Raideur de contact (K) • Résistance de contact (R_c)

Le signal électrique parcourant le microcontact sera ainsi contrôlé lors de l'actionnement mécanique de l'interrupteur. On fonctionnera soit en source de tension, soit en source de courant, ce qui nous permettra de choisir si l'on impose respectivement un courant limite ou une tension limite.

Par ailleurs, il existe différents modes de commutation pour étudier l'impact des opérations sur le microcontact :

- Si le générateur de courant est éteint pendant l'actionnement, puis allumé uniquement lorsque la structure est à l'état passant, on parlera de commutation à froid (*cold switching*). Dans notre banc, le signal est ainsi envoyé dès que le système détectera que le contact mécanique est réalisé.
- Si le générateur électrique est allumé pendant tout le processus d'actionnement, on parlera de commutation à chaud (*hot switching*).
- Si le générateur est allumé pendant la phase de fermeture et éteint pendant celle d'ouverture, on parlera de fermeture à chaud (*hot closing*) et d'ouverture à froid (*cold opening*)
- Si le générateur est éteint pendant la fermeture et allumé à l'ouverture, on parlera de fermeture à froid (*cold closing*) et d'ouverture à chaud (*hot opening*).
- Enfin, si le générateur est éteint durant tout le processus d'actionnement, on parlera de commutation exclusivement mécanique (*mechanical switching*).

L'utilisation de ces différentes méthodes nous permet donc d'isoler les phénomènes dépendants ou non du champ électrique présent entre les deux électrodes lorsque l'interrupteur est ouvert. Par ailleurs, une étude en « *hot opening* » / « *cold closing* » ou inversement nous permet aussi d'isoler la contribution, par exemple, des arcs à l'ouverture ou à la fermeture.

4.1.2 PROTOCOLE EXPÉRIMENTAL

- **Déroulement d'un test**

Plusieurs étapes sont nécessaires dans la réalisation d'un test de micro-flexion sur une structure suspendue :

1. Observation optique et profilométrique de la structure (détection de câbles arrachés, de débris sur la puce, de rayures, de délamination de couche et autres anomalies de conception).
2. Test électrique de la structure sous pointe afin de voir si le composant est électriquement fonctionnel. Cette étape nous permettra par exemple de détecter les composants dont la partie mobile s'est collée lors de la fabrication.
3. Report et câblage de la puce sur la carte électronique en salle blanche.
4. Fixation de la carte sur le porte-échantillon du nanoindenteur.
5. Positionnement mécanique de la structure sous la pointe (10 μm de précision) avec la caméra du nanoindenteur.
6. Détection de la surface de l'échantillon grâce un test préliminaire réalisé sur le substrat du composant.
7. Réalisation d'un scan en X et en Y afin de recréer une image de l'échantillon avec une précision nanométrique.
8. Essai préliminaire d'indentation réalisé sur une partie fixe de la structure en appliquant la même force que l'on voudra appliquer au contact. La zone d'indentation devra avoir été réalisée avec le même procédé et le même matériau que la partie mobile. Ainsi, nous mesurons l'enfoncement de la pointe à un niveau de force donné pour ensuite le soustraire au déplacement de la pointe lors du test de micro-flexion.
9. Positionnement la pointe sur le point d'intérêt de l'électrode mobile, aligné verticalement avec le centre du microcontact.
10. Flexion de la structure jusqu'à établissement du contact électrique : cette étape permet de mesurer en temps réel la raideur de la partie suspendue ainsi que la distance qui sépare l'électrode mobile de l'électrode fixe.
11. Charge mécanique du microcontact: l'évolution de la résistance de contact en fonction de la force appliquée et du déplacement de la pointe est mesurée. Le courant (ou la tension) imposé(e), la force maximale appliquée et la tension (ou le courant) limite sont les trois principaux paramètres de sortie du test. Pour certaines expériences, lorsque la force

maximale est atteinte, un plateau à charge constante est réalisé afin d'étudier les phénomènes de fluage des aspérités de contact. Le contrôle de la charge mécanique est réalisé grâce à un asservissement du déplacement sur la force appliquée. Le contrôle en force est préféré au contrôle en déplacement car il permet une meilleure précision sur la force de contact appliquée et permet d'éviter quelque déterioration de la structure. Par ailleurs, la vitesse de charge/décharge, la raideur seuil stoppant l'essai (dispositif de sécurité), ou encore l'amplitude des oscillations harmoniques du module CSM sont paramétrables.

12. Phase de décharge: la force appliquée sur le microcontact décroît jusqu'à l'ouverture du contact.
13. Fin du test, contrôle optique de la structure pour vérifier qu'elle n'a pas été détériorée pendant le test.

- **Procédure de pré-test**

Une procédure pré-test a été mise en place afin de retirer un maximum de films de contamination, formés sur les contacts durant la fabrication, le transport ou la préparation des échantillons. En effet, malgré le stockage sous azote des composants avant les tests, on observe la formation de films de contamination due au report, au câblage et au transport de ces derniers entre les différents laboratoires comme l'illustre la Figure 68.

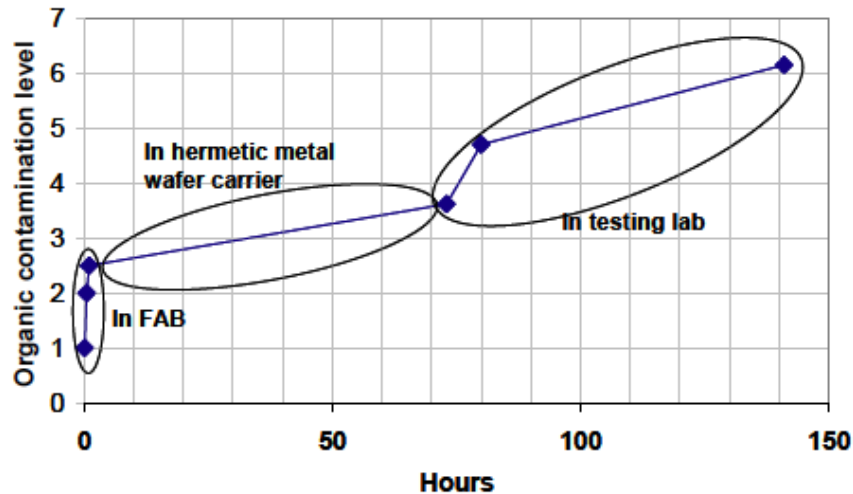


Figure 68 – Evolution du niveau de contamination par rapport à une surface d'or vierge de pollution (mesure réalisée en spectroscopie Auger) en fonction du temps d'exposition et du transport des composants [13]

Plusieurs procédés ont été testés pour nettoyer les surfaces des microcontacts comme le plasma azote ou l'utilisation d'un solvant dissipé grâce à un sécheur CO₂ supercritique. Cependant, ces techniques se sont révélées inefficaces pour le type de contamination auquel nous sommes confrontés. La seule méthode nous permettant d'observer une diminution significative (mais jamais totale) de l'influence des films isolants consiste à actionner mécaniquement la structure durant 10 cycles en commutation chaude avec 5 V de tension limite aux bornes du contact et un courant de 50 mA circulant dans la structure. Cette étape de nettoyage des surfaces conductrices a été inspirée par la procédure « *Schaltreinigung* » (50 V, 50 mA, pour 40 cycles sous azote) utilisée par Schimkat pour nettoyer les surfaces métalliques de contact juste avant de réaliser une mesure de résistance [2]. Cette étape est réalisée sous azote, juste avant d'effectuer un test sur le banc de micro-flexion. Le principal inconvénient de cette méthode est qu'on modifie la topologie initiale des surfaces de contact.

4.1.3 VIEILLISSEMENT ACCELERE DES CONTACTS VIA LE BANC DE MICRO-FLEXION

Les tests d'endurance réalisés par actionnement micromécanique sur les microcontacts font très souvent état d'un nombre de cycles très réduit avant la défaillance du microcontact (de 10 à 2000 cycles) [1][4][6][12][14][15][16][17] comparé aux tests d'endurance classique réalisés sur des micro-interrupteurs par actionnement électrostatique (souvent supérieur à 10⁶ cycles). C'est pourquoi de nombreux auteurs qualifient ces essais de vieillissement accéléré.

L'origine de ces défaillances prématurées est encore mal comprise. Cependant, quelques hypothèses peuvent être avancées. Tout d'abord, dans les bancs à actionnement mécanique, les vitesses de charge qui sont appliquées à la structure imposent un déplacement lent permettant de contrôler précisément la fermeture et l'ouverture de l'interrupteur. Ces vitesses sont sans comparaison avec celles qui peuvent être utilisées dans le cas d'actionnement électrostatique « traditionnel ». Le cycle d'actionnement mécanique dure typiquement quelques dizaines de secondes, alors que le temps de commutation d'un micro-interrupteur varie entre 5 et 300 μs [18]. Le rapport entre les deux durées est au minimum de 10^4 . Ainsi, les phénomènes de dégradation des contacts présents à l'ouverture ou à la fermeture peuvent être plus facilement détectables et interprétables avec l'actionnement mécanique. Cependant, ces longues phases d'ouverture et de fermeture du microcontact pourraient avoir pour effet d'amplifier l'impact des phénomènes de dégradation des microcontacts. Par exemple, on peut supposer que la croissance de films à la surface des contacts entre chaque cycle est plus grande par actionnement mécanique étant donné que ce phénomène est dépendant du temps. De même, les phénomènes viscoélastiques, également dépendants du temps, sont amplifiés par l'actionnement mécanique et peuvent donc engendrer une déformation des surfaces de contact plus importante. Ainsi, les phénomènes d'adhésion, dépendants de l'aire de contact, pourraient avoir lieu prématurément. On peut également citer les phénomènes transitoires à l'ouverture et à la fermeture des contacts qui sont également amplifiés par la lenteur de l'actionnement.

4.2 VÉHICULES DE TEST

Des véhicules de test spécifiques ont été conçus pour extraire les courbes caractéristiques du comportement électromécanique du contact et permettre la comparaison entre différents matériaux de contact. Comme illustré sur la Figure 69, ces structures micro-usinées sont composées d'un pont suspendu, qui sera l'électrode mobile, au-dessus d'une ligne déposée sur le substrat, qui sera l'électrode fixe.

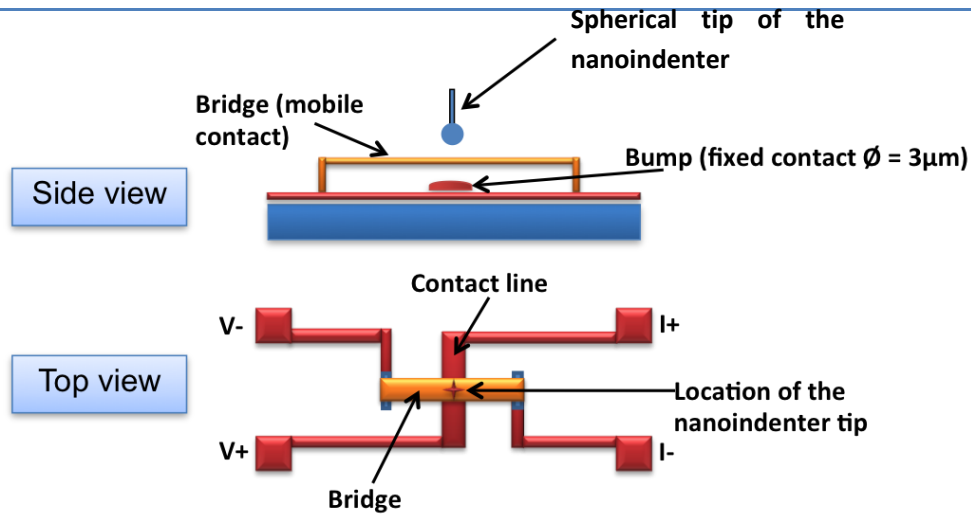


Figure 69 – Schéma en vue de tranche et en vue de dessus des véhicules de test

La géométrie de ces structures de test permet de réaliser une mesure de résistance 4 fils en s'absolvant des résistances parasites suivantes : la résistance électrique des fils d'accès, du pont, des lignes de la structure et de la carte. Seule la résistance du contact métallique sera mesurée. Le principe de cette méthode de mesure de la résistance de contact est identique à la méthode des barreaux croisés utilisée par Holm [19] (cf. Figure 70), l'échelle étant toutefois significativement réduite.

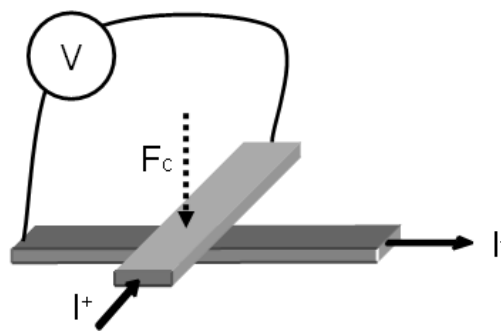


Figure 70 - Principe de la mesure électrique de la résistance de contact en mode barreaux croisés

Quatre types de matériau ont été caractérisés dans cette étude (cf. Tableau 5). Le premier est l'or, matériau le plus populaire dans la réalisation de microcontacts électriques du fait de sa faible résistance à faible charge, sa forte résistance à la corrosion et sa forte compatibilité avec les procédés de fabrication de la microélectronique [20] (cf. § 3.2). Cependant, l'or est un métal dit « mou », ayant des propriétés mécaniques faibles et des températures de ramollissement et de fusion basses. Ainsi, les contacts en or sont soumis à de fortes modifications topographiques de la surface de contact. De plus, l'or est également sujet à des phénomènes d'usure ou d'adhésion qui

affectent grandement la fiabilité de ces contacts. C'est pourquoi de nouveaux matériaux de contact ont été introduits comme le ruthénium, le rhodium et le nickel.

Tableau 5 – Comparaison entre les différents matériaux de contact utilisés

Matériau de contact	Au	Ru	Rh	Ni
Résistivité électrique à 20°C ($\mu\Omega\cdot\text{cm}$)	2.30	7.60	4.51	6.84
Température de ramollissement (°C)	~100°C [22]	~430°C [21]	x	~520°C [22]
Température de fusion (°C)	1063°C [22]	2350°C [22]	1966°C [22]	1453°C [22]
Température d'ébullition (°C)	2966°C [22]	4900°C [22]	3900°C [22]	2800°C [22]
Dureté estimée (GPa)	~1.6	~10.1	~25 [13]	~13,7

Ces matériaux sont plus durs que l'or. Ils devraient permettre d'atteindre des résistances de contact beaucoup plus stables au cours des commutations, malgré leurs plus grandes résistivités [23]. Cependant, le ruthénium et le rhodium sont des métaux susceptibles de former des polymères de friction, et tendent à adsorber les vapeurs organiques contenues dans l'air, et ainsi former des films de contamination sur les surfaces de contact [24]. De plus, le nickel, le ruthénium et le rhodium sont connus pour former des oxydes en surface des électrodes [19][21]. Néanmoins, ces matériaux de contacts sont mécaniquement plus résistants que l'or en présence de fortes tensions aux bornes du contact au vu de leurs températures de ramollissement et de fusion plus élevées.

Ainsi, cinq types de structures de test avec différents matériaux de contact sont étudiés ici : d'une part les contacts monométalliques Au/Au, Ru/Ru et Rh/Rh, et d'autre part les contacts bimétalliques Au/Ru et Au/Ni.

Tableau 6 – Épaisseurs des différents revêtements de contact pour chaque structure de test

Paire de contact	Au/Au	Ru/Ru	Rh/Rh	Au/Ni	Au/Ru
Épaisseur des revêtements de contact (µm)	<u>Pont</u> : Au ECD* / 3 µm	<u>Pont</u> : Ru PVD / 0.1 µm	<u>Pont</u> : Rh PVD / 0.05 µm	<u>Pont</u> : Ni ECD / 2 µm	<u>Pont</u> : Ru PVD / 0,1 µm
	<u>Plot</u> : Au PVD* / 1 µm	<u>Plot</u> : Ru PVD / 0.1 µm	<u>Plot</u> : Rh PVD / 0.1 µm	<u>Plot</u> : Au PVD / 1 µm	<u>Plot</u> : Au PVD / 1 µm

* PVD (*Physical Vapour Deposition*)

* ECD (*Electro Chemical Deposition*)

Les structures ayant des contacts en or, nickel, et ruthénium (cf. Figure 71) ont été réalisées au CEA-LETI dans le cadre de FAME (projet ANR PNANO) et celles ayant des contacts en rhodium à NTB dans le cadre du projet SMARTIS (projet européen EURIMUS).



Figure 71 – Photographie MEB des véhicules de test du LETI

Ces véhicules de test ont été stockés en quasi-permanence dans un environnement sec sous azote pour ralentir les contaminations environnementales. Malgré cela, la croissance de films isolants en surfaces des microcontacts a pu intervenir lors du transport des échantillons entre les différents laboratoires. Des contacts plan/plan et sphère/plan (réalisés à l'aide d'un plot sphérique de 5µm de diamètre sous les ponts suspendus) ont été analysés pour cette étude.

Le banc de test présenté précédemment est utilisé pour actionner mécaniquement ces véhicules de test dans des conditions se rapprochant des commutations d'un micro-interrupteur classique. Des simulations éléments finis sont nécessaires à la validation de cette méthodologie.

4.3 VALIDATION DE LA METHODOLOGIE

4.3.1 SIMULATIONS ÉLÉMENTS FINIS

Dans un souci de reproduction des conditions réelles d'actionnement d'un micro-interrupteur, des simulations par éléments finis ont été réalisées afin de valider la méthodologie du test de micro-flexion. Le modèle géométrique utilisé pour ces simulations est un pont bi-encasté dont les dimensions sont résumées dans le Tableau 7.

Tableau 7 – Dimensions de la structure de test utilisée lors des simulations

L	t	L _b	r _b	Gap	L _a
160 μm	3 μm	20 μm	5 μm	0,65 μm	25 μm

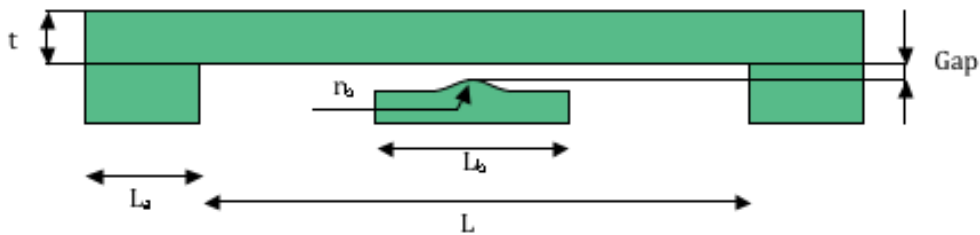


Figure 72 – Schéma de la structure de test faisant apparaître les principales dimensions

Les hypothèses simplificatrices utilisées dans ce modèle sont les suivantes :

- Le modèle est en 2D pur.
- Les déformations sont supposées planes.
- Le contact est considéré comme étant parfait (pas d'effet de rugosité).
- Aucun coefficient de glissement n'a été introduit entre la pointe et le pont, ni entre le pont et le plot de contact.

Le comportement mécanique des matériaux de la structure peut être décrit par une loi élastoplastique de Ramberg-Osgood [25] de la forme :

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E} + \alpha \frac{\sigma^*}{E} \left(\frac{\sigma}{\sigma^*} \right)^N$$

Équation 53

où ε correspond à la déformation, σ^* à une contrainte représentative traduisant l'occurrence de la plasticité, α est un paramètre numérique choisi en fonction de la contrainte représentative recherchée, E le module d'élasticité, N le coefficient d'érouissage de la loi Ramberg-Osgood et σ la contrainte. Afin d'identifier les différents paramètres de cette loi décrivant le comportement mécanique du matériau du véhicule de test, un essai de micro-traction a été réalisé sur une éprouvette d'or de 5 μm d'épaisseur [26].

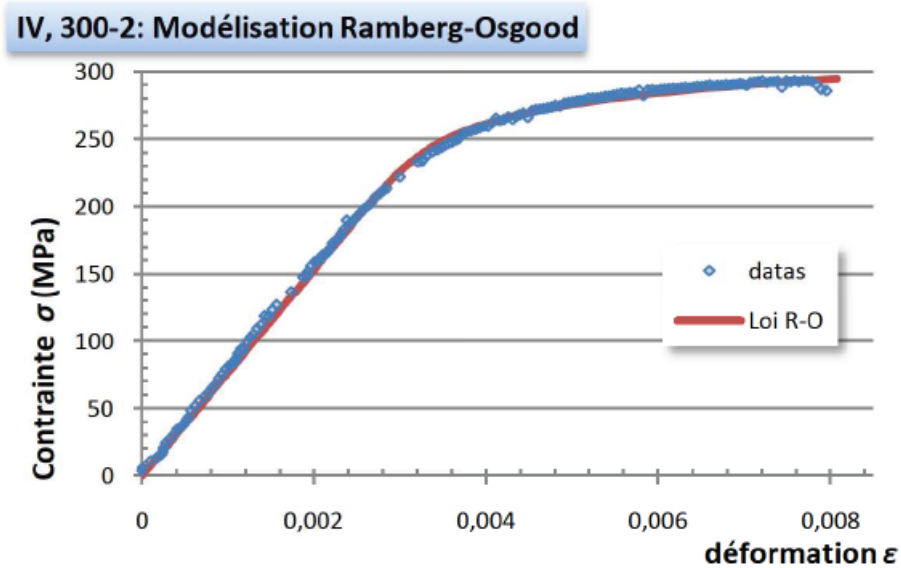


Figure 73 – Superposition des points expérimentaux et de la loi Ramberg-Osgood associé sur une éprouvette en or ECD - 5 μm d'épaisseur [26]

Nous avons pris comme propriétés mécaniques celles extraites de l'essai présenté sur la Figure 73. Les résultats sont regroupés dans le Tableau 8.

Tableau 8 – Propriétés mécaniques utilisées pour l'or dans les simulations

E	σ^*	α	N
90 GPa	297 MPa	0,8	19,8

4.3.1.1 ACTIONNEMENT ELECTROSTATIQUE VS FORCE PONCTUELLE

L'actionnement électrostatique est le mode d'actionnement le plus répandu dans les interrupteurs MEMS. Il permet de venir fléchir une poutre ou un pont bi-encasté jusqu'au contact mécanique et électrique avec l'électrode fixe. Le banc de caractérisation du microcontact présenté dans ce

chapitre tente de reproduire cet actionnement en exerçant une pression ponctuelle sur la partie mobile jusqu'à la mise en contact des deux électrodes. C'est pourquoi des simulations par éléments finis ont été réalisées afin de valider la substitution de la pression électrostatique à une force ponctuelle sur le banc de test développé. Ces résultats de simulation vont permettre de comparer les contraintes transmises à l'interface de contact entre ces deux modes d'actionnement. En effet, la représentativité des essais réalisés au nanoindenteur est un point important à valider car ce banc a été spécialement conçu pour imiter l'actionnement d'un micro-interrupteur. De plus, c'est un élément essentiel pour autoriser l'extrapolation des résultats obtenus avec ce banc au cas général des micro-interrupteurs.

En premier lieu, l'actionnement par pression électrostatique est simulé par une pression linéique répartie sur toute la longueur de la partie mobile afin de modéliser le schéma d'actionnement réel d'un micro-interrupteur. Ensuite, cette pression linéique est remplacée par une force ponctuelle appliquée au centre du pont afin de simuler l'actionnement mécanique du banc. Dans ces simulations, la force ponctuelle appliquée au milieu du pont atteint $145 \mu\text{N}$. Par ailleurs, l'actionnement électrostatique est reproduit via une force linéique de $145 \mu\text{N}$, répartie de part et d'autre du plot de contact, en simulant la présence de deux électrodes de $50 \mu\text{m}$ de long chacune sous le pont. La répartition de la contrainte verticale à l'interface pont/plot de contact est présentée sur la Figure 74 pour ces deux modes d'actionnement.

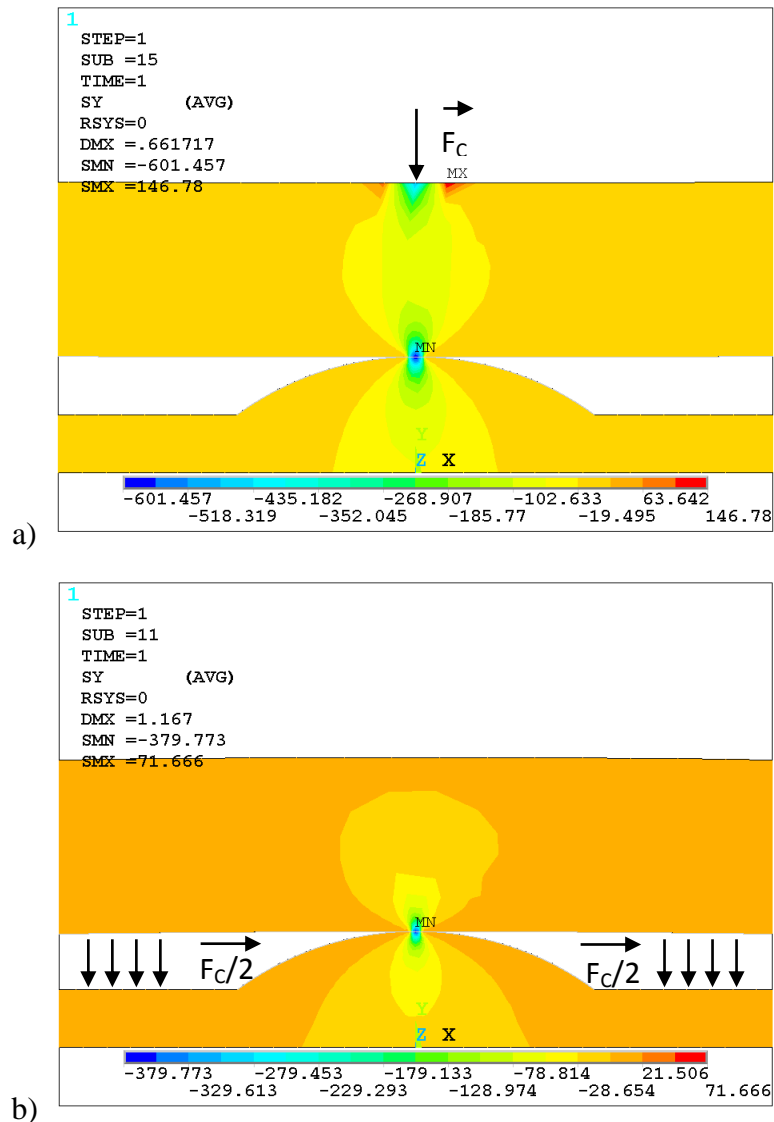


Figure 74 – Répartition de la contrainte verticale induite dans le pont et dans le plot de contact a) pour une force d’actionnement ponctuelle, b) pour un actionnement électrostatique. L’échelle colorimétrique indique le niveau de contrainte verticale (S_y) en MPa

Pour l’actionnement micromécanique, on observe sur la Figure 74 a) que les contraintes verticales sont plus importantes à l’interface plot de contact/pont qu’au-dessus du pont, là où la force ponctuelle est appliquée. Ces simulations permettent de calculer à partir des valeurs contrainte/déformation la force totale transmise au plot de contact qui est de $140 \mu\text{N}$ pour une force appliquée de manière ponctuelle valant $145 \mu\text{N}$. Les pertes d’énergie par friction et déformation plastique introduites par l’indentation du pont par la pointe du nanoindenteur sont donc faibles mais pas négligeables. Dans le cas d’un actionnement électrostatique (cf. Figure 74 b), le calcul de la force transmise à l’interface de contact indique que cette dernière est 60% plus

importante dans le cas d'une force ponctuelle. Cette perte d'énergie est due aux contraintes en tension introduites dans le pont par la double flexion de part et d'autre du plot de contact.

Au final, on observe sur la Figure 74 que la répartition des contraintes à l'interface de contact est quasi-similaire dans les deux modes d'actionnement. L'actionnement mécanique à l'aide du nanoindenteur permet de solliciter la même zone de contact que lors de l'actionnement électrostatique.

4.3.1.2 POINTE BERKOVITCH VS POINTE SPHÉRIQUE

Des simulations ont été réalisées afin de choisir la géométrie de la pointe qui sera utilisée dans les tests de micro-flexion. Deux pointes sont à notre disposition : la première est une pointe Berkovitch de $0,320\ \mu\text{m}$ de rayon de courbure (défaut de pointe) et la seconde est une pointe sphérique de $5,9\ \mu\text{m}$ de rayon de courbure. La pointe la plus adaptée à nos essais sera celle qui minimise les déformations infligées à l'interface pointe/pont à charge maximale. Ainsi, la Figure 75 permet d'étudier les contraintes introduites à la surface supérieure du pont par pointe lors d'un l'actionnement mécanique, en appliquant une force de $145\ \mu\text{N}$.

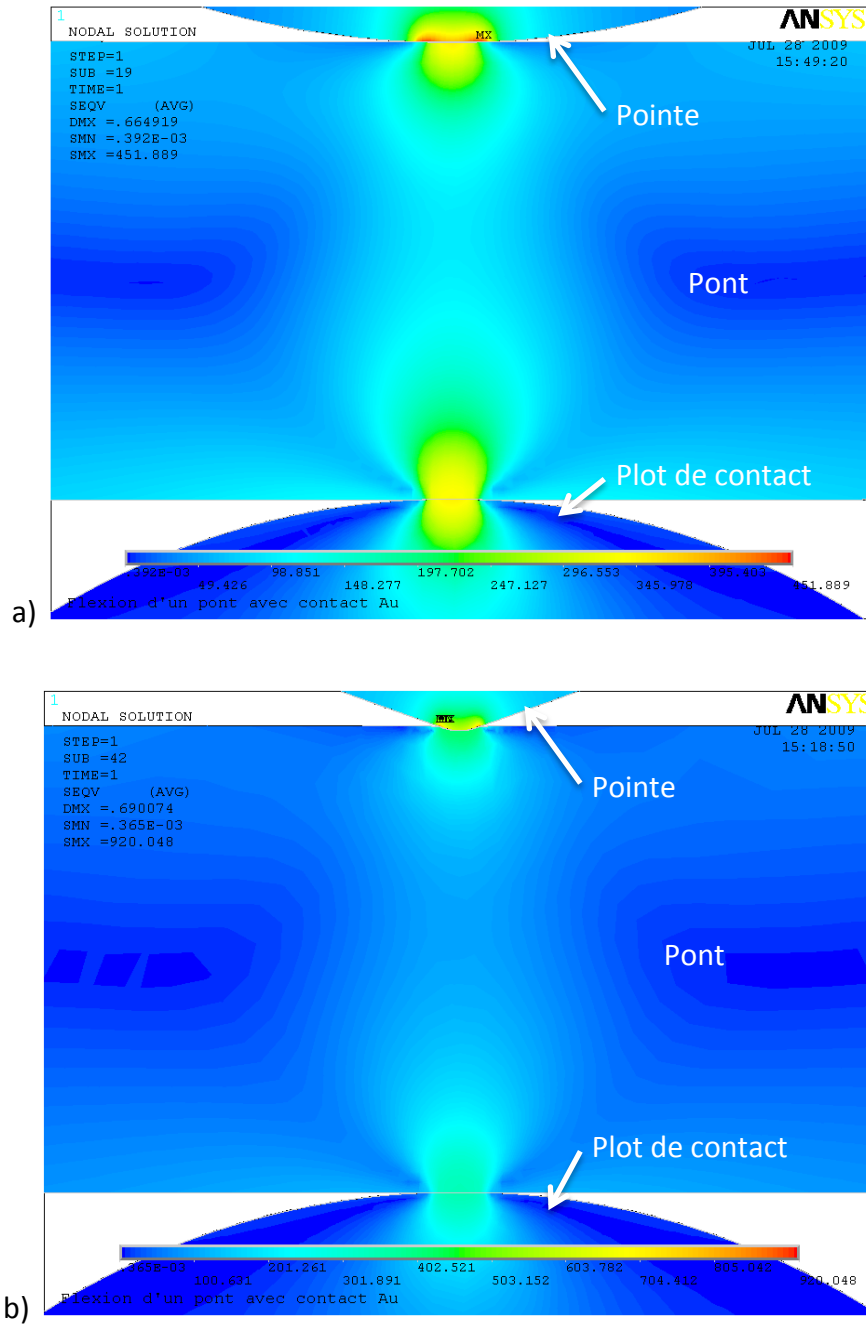


Figure 75 - Contraintes verticales introduites a) avec pointe sphérique b) avec pointe Berkovitch

On observe que la contrainte introduite à la surface du pont en utilisant la pointe Berkovitch (479 MPa) est supérieure à celle introduite par la pointe sphérique (352 MPa). L'utilisation de la pointe Berkovitch va donc entraîner des déformations beaucoup plus importantes à la surface du pont (cf. Figure 76 b).

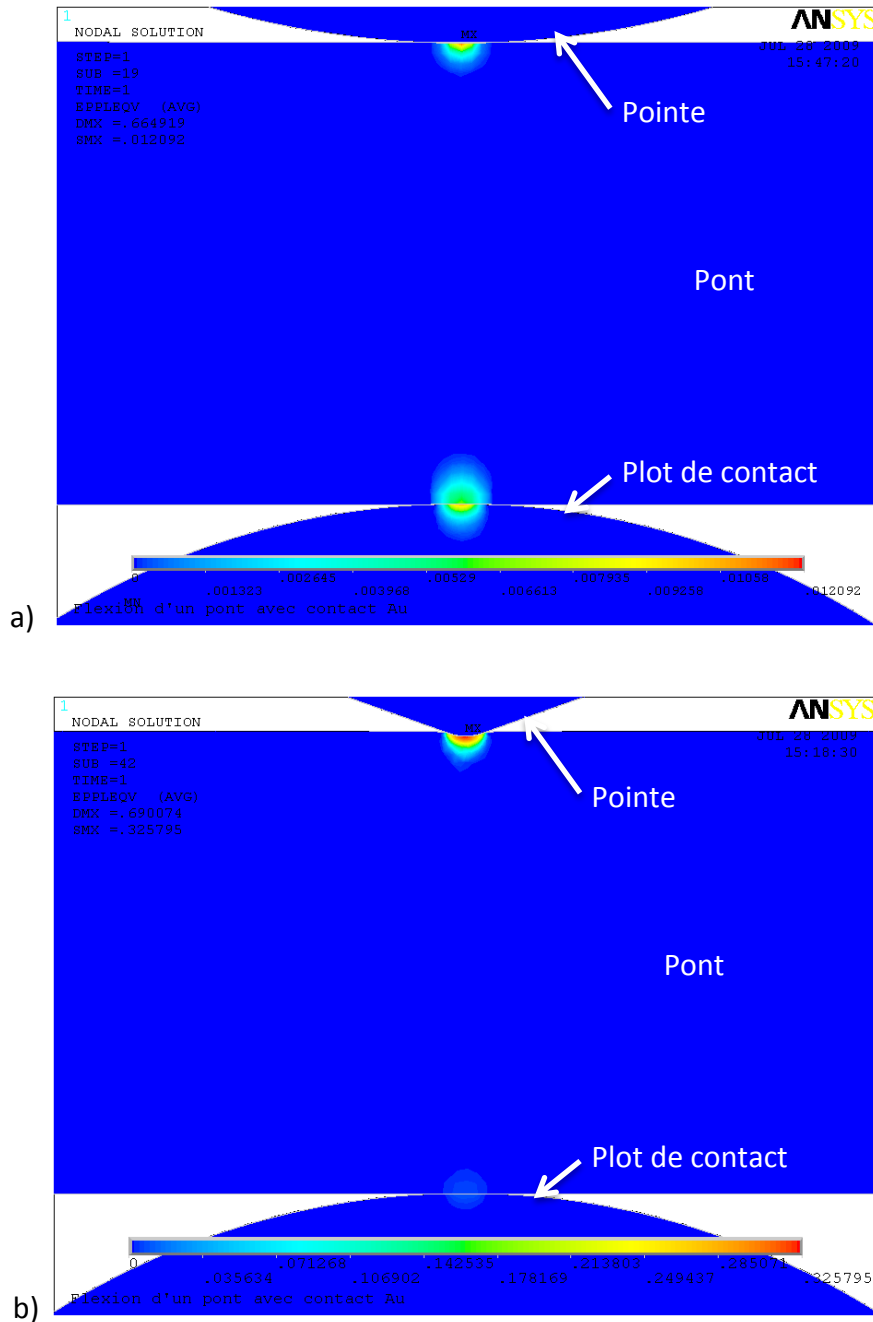


Figure 76 - Déformations plastiques introduites a) avec pointe sphérique b) avec pointe Berkovitch

En effet, la déformation plastique calculée grâce aux simulations éléments finis est de 37.58 % sous la pointe Berkovitch et seulement de 1,2 % sous la pointe sphérique, soit une augmentation de la déformation locale de ~3000 %. L'endommagement sous la pointe est donc largement minimisé avec la pointe sphérique. La force est ainsi mieux transmise à l'interface pont/plot de contact en limitant les pertes d'énergie par friction à l'interface pont/pointe.

En conclusion, la pointe sphérique semble mieux adaptée pour être utilisée en tant que micro-actionneur. En effet, les contraintes et les déformations plastiques sous la pointe sont moins importantes en utilisant ce type de pointe qu'avec la pointe Berkovitch pour une même pression de contact sur le plot de contact (cf. Figure 76).

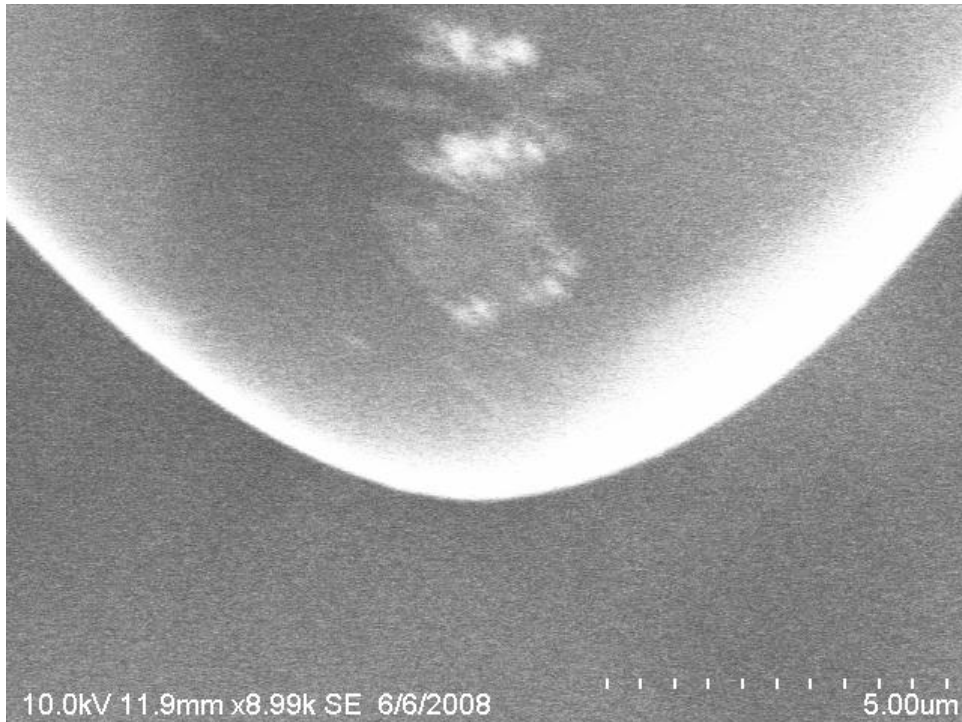


Figure 77 – Image SEM de la pointe sphérique utilisée

Cependant, la déformation des aspérités sous la pointe sphérique n'est pas négligeable. C'est pourquoi nous avons introduit dans le protocole expérimental un essai préliminaire d'indentation réalisé sur une partie fixe de la structure (sur l'ancrage du pont par exemple). Cette étape est réalisée afin de retirer de la mesure du déplacement de la pointe l'enfoncement de cette dernière dans le pont à charge maximale.

4.3.2 ÉTUDE D'UN CYCLE DE COMMUTATION

Un essai est réalisé sur un plot de contact Au/Au de $5 \mu\text{m}^2$ afin d'étudier en détail les différentes étapes permettant de caractériser le microcontact grâce au banc de micro-flexion. Les paramètres d'entrée de l'essai sont reportés dans le Tableau 9.

Tableau 9 – Paramètres d’entrée de l’essai

Matériau de contact	Au/Au
Force maximale de contact	100 μN
Mode de commutation	Hot switching
Charge électrique (source de courant)	100 mV / 1 mA
Taux de charge	1 $\mu\text{N/s}$
Atmosphère	N_2 (Rh < 5%)

Tout d’abord, la colonne du nanoindenteur descend jusqu’à détecter la hauteur de la surface de l’échantillon, hors du champ de la structure. Ensuite la pointe remonte dans la colonne à 5 μm et se place sur la zone d’intérêt, *i.e.* juste au-dessus du microcontact grâce à la table de nano-positionnement. Les coordonnées de cet emplacement ont été préalablement mesurées grâce au mode pseudo AFM du nanoindenteur. Ensuite, la pointe descend à nouveau jusqu’à entrer en contact avec la surface du pont. Nous considérerons que le test à proprement parler démarre à partir de cette dernière étape, pour ensuite se dérouler en 5 parties (*cf.* Figure 78).

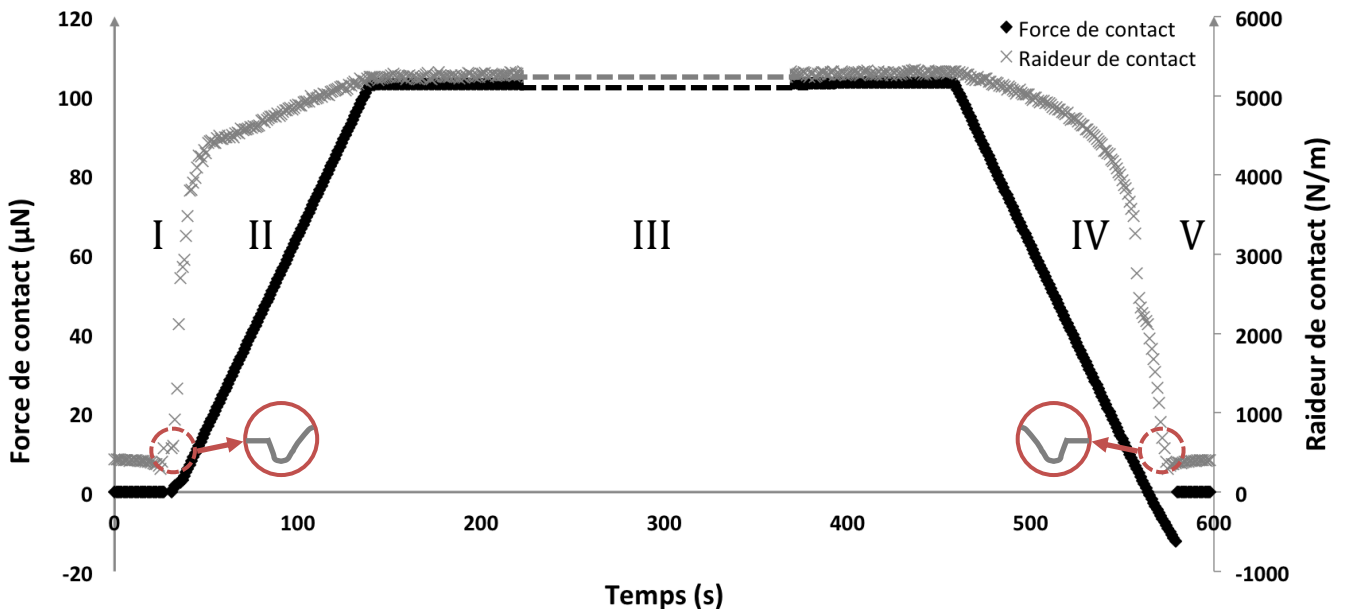


Figure 78 – Mesure de la force de contact et de la raideur de contact en fonction du temps. Cycle de commutation typique réalisé avec le banc de micro-flexion sur un microcontact Au/Au

- Partie I : La pointe sphérique du nanoindenteur est en contact avec le pont, et fléchit progressivement la partie suspendue du composant jusqu'au contact mécanique entre les deux électrodes conductrices. Lors de cette étape, le déplacement vertical de la pointe est imposé à une vitesse constante de 60 nm/s. La raideur mesurée est constante, et correspond à la raideur du pont (*cf.* Figure 79). Cette étape permet également de mesurer la distance séparant le pont de la ligne en mesurant la distance parcourue par la pointe entre le premier contact avec la partie mobile et le second contact entre le pont et la ligne. La mise en contact des deux électrodes est précédée d'une légère discontinuité négative de la raideur de contact qui traduit l'apparition d'une force attractive due aux interactions à courte distance dans le cas d'une commutation froide auxquelles s'ajoute la force électrostatique liée à la différence de potentiel entre le pont et la ligne dans le cas d'une commutation chaude.
- Partie II : Le contact mécanique vient d'être établi entre le pont et le plot de contact fixe. Il se traduit par une discontinuité de la raideur de contact. A partir de cet évènement, on impose le déplacement de la pointe en fonction d'un taux de charge linéaire (ici 1 $\mu\text{N/s}$). Ainsi, le déplacement vertical de la pointe est asservi sur la force appliquée qui croît linéairement avec le temps jusqu'à atteindre la force maximale souhaitée (ici 100 μN). Le contact électrique est établi lors de cette phase. Il se fera simultanément au contact mécanique si les surfaces des électrodes ne présentent pas de films isolants. Comme nous l'avons vu précédemment à travers les modélisations éléments finis, cette force est directement transmise au contact pont/plot de contact dans sa quasi-totalité. Les pertes d'énergie dues à l'indentation du pont sont soustraites à la mesure de force. Cette partie permet d'étudier l'évolution de la résistance de contact en fonction de la charge appliquée sur contact (*cf.* Figure 79).
- Partie III : Une fois la force de contact maximale atteinte, le déplacement de la pointe est stoppé. On arrive ainsi sur un plateau de maintien à force constante. Ainsi, la raideur de contact n'évolue plus. En fonction du type de test que l'on souhaite réaliser, le temps de maintien pourra atteindre quelques centaines de secondes. On peut ainsi étudier l'évolution de la résistance de contact dans le temps à force constante ou encore calculer la température de contact à force constante à travers la mesure de la tension de contact (*cf.* Figure 79).

- Partie IV : La force de contact décroît linéairement avec le temps jusqu'à rompre le contact électrique et mécanique (ici $1 \mu\text{N/s}$). On observe ainsi la décroissance de la raideur de contact en fonction du temps. L'étude des phénomènes d'adhésion peut-être réalisée lors de cette étape (cf. Figure 79). En effet, la plupart du temps le contact mécanique et électrique est maintenu alors que la force de contact devient négative.
- Partie V : Le contact électrique et mécanique est rompu. La raideur mesurée correspond à nouveau à la raideur de la partie suspendue. La pointe continue sa course verticale jusqu'à revenir à son point initial.

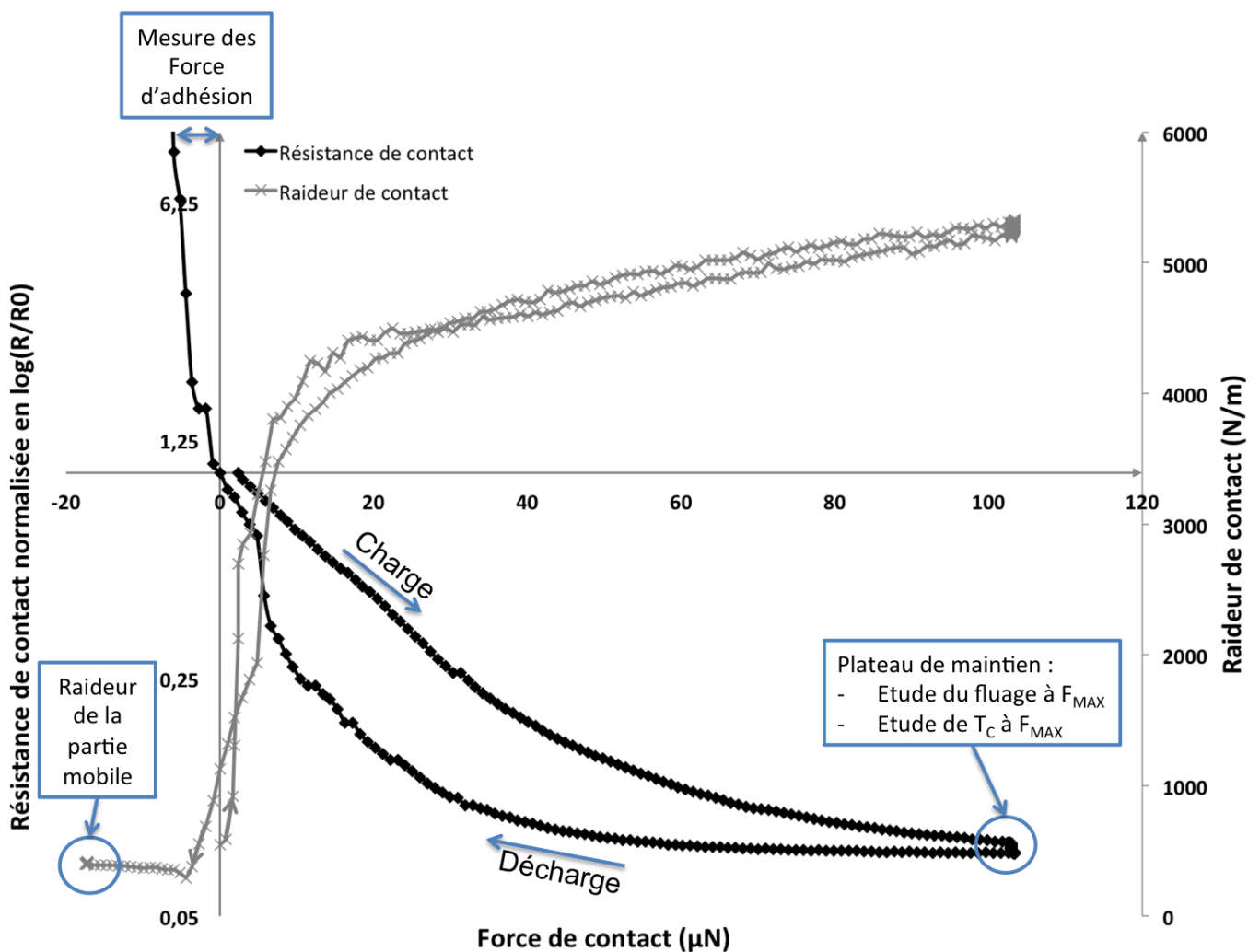


Figure 79 – Mesure de la résistance de contact normalisée et de la raideur de contact en fonction de la force de contact. Cycle de commutation typique réalisé avec le banc de micro-flexion sur un microcontact Au/Au

Grâce au dispositif de mesure électrique mis en place dans le banc de micro-flexion, les acquisitions de la force de contact, du déplacement de la pointe et de la résistance de contact sont effectuées simultanément. Ainsi, l'étude du comportement mécanique et électrique du microcontact est réalisée en parallèle lors du cycle de commutation. Ces résultats sont reportés sur la Figure 79. Tout d'abord, la résistance de contact initiale R_0 est mesurée pour une force de $3 \mu\text{N}$ après que le contact mécanique a été réalisé. Le contact mécanique et le contact électrique ne sont donc pas synchronisés. On en déduit donc la présence de films isolants à la surface des électrodes, rompus à partir d'une force de $3 \mu\text{N}$. Ensuite, la résistance de contact décroît avec l'augmentation de la force de contact (partie II) jusqu'à atteindre 8% de sa valeur initiale R_0 . Puis, un plateau de maintien est réalisé lors duquel la résistance de contact décroît à force constante (partie III). Un phénomène de fluage des aspérités de contact est donc observé. Ce dernier contribue à augmenter l'aire de contact. A la fin du plateau de maintien, la force de contact est diminuée de manière linéaire, entraînant l'augmentation progressive de la résistance de contact (partie IV). L'hystérésis de la résistance de contact observée entre la charge et la décharge est la signature de la déformation plastique des aspérités survenue entre la charge du contact et le plateau de maintien. Enfin, à la rupture du contact mécanique et électrique, la résistance de contact devient infinie et la raideur de contact devient à nouveau égale à la raideur de la partie suspendue (partie V). La force d'adhésion correspond à la force de contact négative mesurée à l'ouverture du contact.

En conclusion, la reproduction du fonctionnement d'un micro-interrupteur est aisée grâce à cette méthodologie. Nous pouvons donc étudier la physique du microcontact en corrélant les événements mécaniques et électriques qui interviennent lors des cycles de commutation réalisés avec ce banc de test.

4.4 REPETABILITE DES ESSAIS

Après avoir validé le fonctionnement du banc de test, cette étude se focalise sur la répétabilité des essais de micro-flexion. En effet, nous devons nous assurer que les essais réalisés au nanoindenteur sont reproductibles, afin de pouvoir analyser et comparer les différents essais entre eux. Ainsi, 10 cycles identiques de commutation sont effectués sur le même échantillon dans les mêmes conditions d'essai (*cf.* Tableau 10).

Tableau 10 – Paramètres d'entrée de l'essai

Matériau de contact	Au/Au
Force maximale de contact	100 μ N
Mode de commutation	Cold switching
Charge électrique (source de tension)	1 mV / 500 mA (max)
Taux de charge	1 μ N/s
Atmosphère	N ₂ (Rh < 5%)

Ces essais sont réalisés en source de tension afin de conserver une température constante à l'interface de contact. En effet, la tension étant directement reliée à la température maximale de contact d'après l'équation 52, si celle-ci demeure constante, la température du contact restera également constante au cours des diverses commutations. A ce niveau de tension ($V_C = 1$ mV), la température à l'extrême surface de contact est égale à la température ambiante, soit 20°C. Cette température correspond à la régulation fixée dans la chambre environnementale, et permet de s'affranchir d'un quelconque phénomène d'échauffement des surfaces de contact. Par ailleurs, la procédure de pré-test décrite au paragraphe 4.1.2 a été réalisée afin de minimiser l'influence de films de contamination à la surface des électrodes de contact. Ces essais sont également réalisés en commutation froide afin d'éviter l'apparition de phénomènes transitoires spécifiques à la coupure du courant. Les résultats sont présentés dans la Figure 80. Les barres d'erreur représentent l'écart type de la résistance de contact par rapport à la moyenne calculée sur les 10 essais.

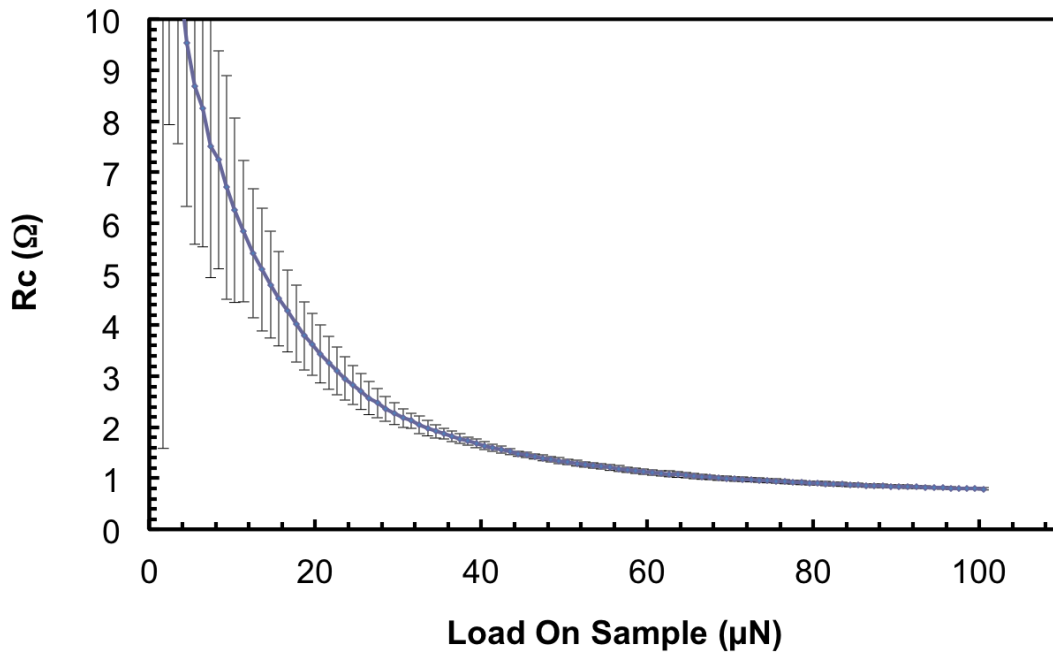


Figure 80 – Résistance de contact moyenne en fonction de la force de contact sur 10 cycles de commutation

Tout d’abord, on observe que la dispersion des mesures varie en fonction du niveau de la force appliquée. La résistance de contact est instable à faible charge et se stabilise à partir de 40 μN . En effet, sous une force de 10 μN , la résistance de contact est égale à $6,26\Omega \pm 1,38\Omega$ (22% de dispersion), tandis qu’à 100 μN , la résistance de contact est égale à $0,79\Omega \pm 0,02\Omega$ (2,5% de dispersion). De plus, la résistance de contact semble tendre vers une asymptote à fortes charges. L’instabilité de la résistance de contact à faible charge traduit les modifications de topologie des surfaces de contact, engendrées par les commutations successives. En effet, la forme « en pics » des aspérités de contact privilégie une déformation plastique à faible charge (cf. § 2.2.2). En utilisant modèle de Wexler pour une aspérité unique à partir de la résistance de contact moyenne mesurée (cf. équation 26), l’aire de contact A_c calculée est très faible à l’amorce du contact ($A_c < 76 \text{ nm}^2$ pour $F_c = 1\mu\text{N}$). Ainsi, la pression de contact P_c est extrêmement élevée : $P_c = 1,3 \cdot 10^{10} \text{ Pa}$, dépassant largement la pression de rupture à l’écrasement (\approx dureté qui est égale à $1,6 \cdot 10^9 \text{ Pa}$ pour l’or). Les aspérités de contact sont donc déformées plastiquement dès les premiers micronewtons. Lorsque la charge continue de croître, l’aire de contact augmente. Ceci entraîne une chute de la pression de contact, favorisant une déformation à composante élastique majoritaire des aspérités de contact.

Un calcul analytique de la résistance de Maxwell et de la résistance de Wexler à partir de la force de contact est présenté sur la Figure 81. Cette modélisation est réalisée en supposant une déformation purement plastique d'une aspérité de contact unique sur un plan (hypothèses simplificatrices). Le rayon de contact est donc calculé à partir de l'équation 7 en fonction de la force de contact appliquée.

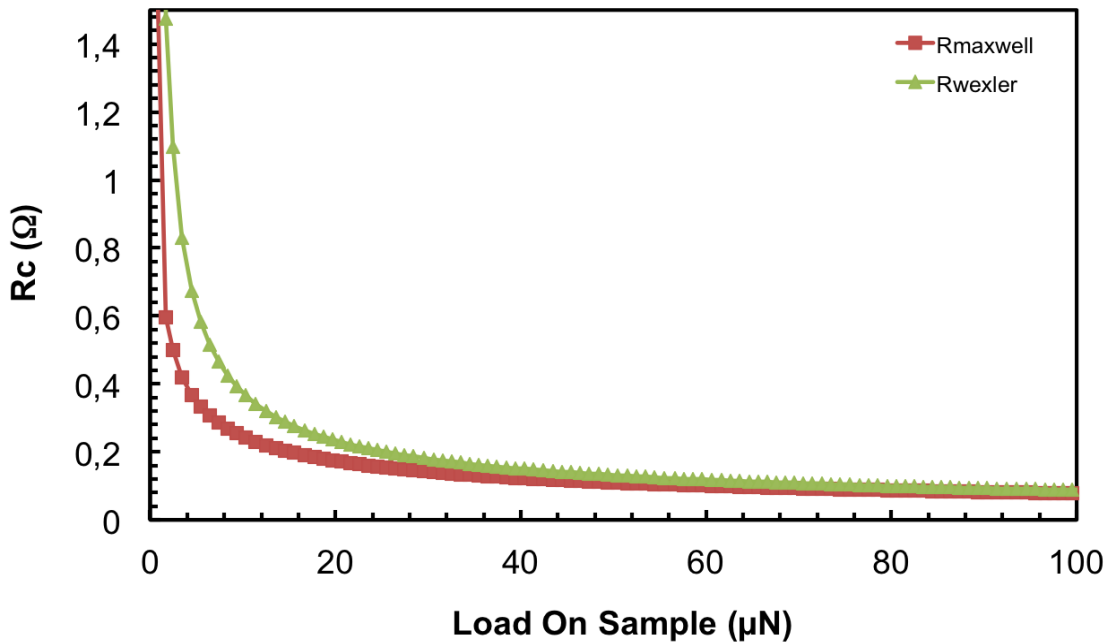


Figure 81 – Modélisation de la résistance de contact en fonction de la force de contact

Un facteur 10 sépare les résultats des modélisations et les valeurs mesurées expérimentalement. Cette sous-estimation de la résistance de contact tend à confirmer la présence de films de contamination à la surface des électrodes qui perturbent la conduction des électrons à travers la constriction.

Cette campagne permet de valider la répétabilité des mesures de résistance de contact lorsque les effets thermiques sont maîtrisés, en montrant par ailleurs que le banc de test possède une résolution adaptée à nos besoins. Dans un même temps, ces résultats mettent en évidence la probable présence de films isolants à l'extrême surface du contact Au/Au malgré les précautions prises contre leur apparition. En effet, les étapes de report et de câblage sur les supports PCB n'ont pu être réalisées sous atmosphère inerte.

4.5 CONCLUSION

Nous avons détaillé à travers ce chapitre les caractéristiques du banc de micro-flexion permettant de caractériser le comportement électromécanique des microcontacts. Des structures de test dédiées à l'étude de différents couples de matériaux de contact ont été conçues. La validation de ce banc a été effectuée au travers de modélisations éléments finis et des essais de répétabilité sur un contact Au/Au. Ainsi, nous avons vu que ce banc nous permet de reproduire l'actionnement électrostatique d'un micro-interrupteur dans des conditions très proches du fonctionnement réel de ce composant. De nombreuses informations peuvent être extraites de ces essais comme le rappelle la Figure 82.

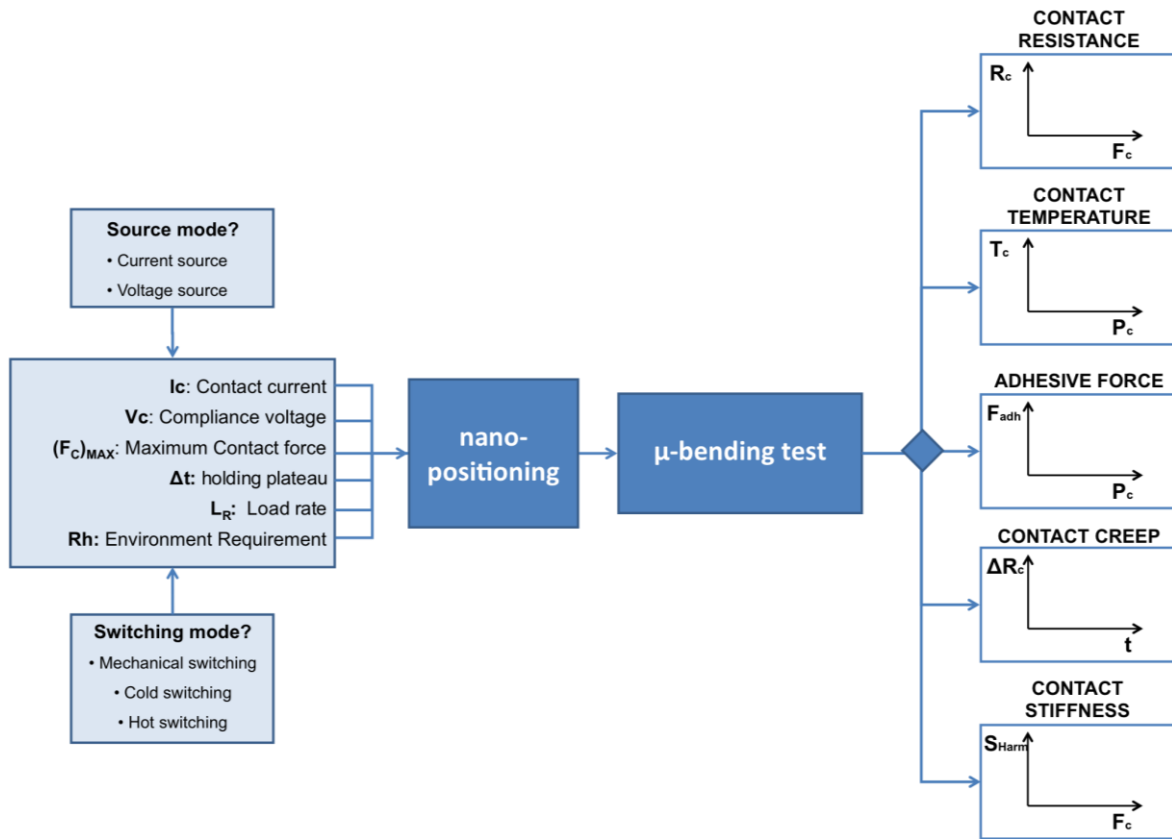


Figure 82 – Synoptique d'un essai de micro-flexion

L'utilisation du nanoindenteur est donc particulièrement adaptée pour l'actionnement des structures suspendues. Ce banc de test va nous servir de support dans l'étude des comportements électromécaniques et électrothermiques des microcontacts qui seront étudiés dans la suite de ce manuscrit.

4.6 RÉFÉRENCES

- [1] D.J. Dickrell and M.T. Dugger. *The effects of surface contamination on resistance degradation of hot-switched low-force MEMS electrical contacts*. IEEE 51st Holm Conference on Electrical Contacts, pages 255-258 (2005)
- [2] J. Schimkat. *Contact Materials For Microrelays*. IEEE The Eleventh Annual International Workshop on Micro Electro Mechanical Systems, pages 190-194 (1998)
- [3] P.-Y. Duvivier, V. Mandrillon, J.-P. Polizzi and K. Inal. *Etude de la résistance électrique d'un contact Au/Au en fonction de la force appliquée*. 19^{ème} Congrès Français de Mécanique, pages 1-6 (2009)
- [4] Z. Yang, D. Lichtenwalner, A. Morris, S. Menzel, C. Nauenheim, A. Gruverman, J. Krim and A.I. Kingon. *A new test facility for efficient evaluation of MEMS contact materials*. Journal of Micromechanics and Microengineering, 17(9), pages 1788-1795 (2007)
- [5] H. Kwon, S.S. Jang, Y.H. Park, T.S. Kim, Y.D. Kim, H.J. Nam and Y.C. Joo. *Investigation of the electrical contact behaviours in Au-to-Au thin-film contacts for RF-MEMS switches*. Journal of Micromechanics and Microengineering, 18(10), pages 105010-105019 (2008)
- [6] B.H. Jang, P.H. Tseng and W. Fang. *Characterization of micro-contact properties using a novel micromachined apparatus*. Journal of Micromechanics and Microengineering, 18(5), pages 55020-55026 (2008)
- [7] J.W. McBride, R.A. Coutu and L.V.A. Starman. *Improved Micro-Contact Resistance Model that considers Material Deformation Electron Transport and Thin Film Characteristics*. 55th IEEE Holm Conference on Electrical Contacts, pages 298-302 (2009)
- [8] J.W. McBride. *The loaded surface profile : A new technique for the investigation of contact surfaces*. IEEE 23rd International Conference on Electrical Contacts, pages 150-156 (2006)
- [9] S.C. Bromley and B.J. Nelson. *Performance of microcontacts tested with a novel MEMS device*. IEEE 47th Holm conference on electrical contact, pages 122-127 (2001)
- [10] J. Schimkat. *Contact measurements providing basic design data for microrelay actuators*. Sensors and Actuators A: Physical, 73(1-2), pages 138-143 (1999)
- [11] J. Beale and R.F. Pease. *Apparatus for studying ultrasmall contacts*. IEEE 38th Holm Conference on Electrical Contacts, pages 45-49 (1992)
- [12] C. Seguineau, A. Broue, J. Dhennin, J.M. Desmarres, A. Pothier, X. Lafontan and M. Ignat. *Mechanical Cycling for electrical performances of materials used in MEMS: Application to gold micro-switches*. Metals Materials And Processes, 1, pages 1-24 (2008)

- [13] Q. Ma, Q. Tran, T.K.A. Chou, J. Heck, H. Bar, R. Kant, and V. Rao. *Metal contact reliability of RF MEMS switches*. SPIE proceedings series 6463, pages 646305-646311 (2007)
- [14] B.D. Jensen, L.L.W. Chow, K.W. 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, 14(5), pages 935-946 (2005)
- [15] D.J. Dickrell and M.T. Dugger. *Electrical Contact Resistance Degradation of a Hot-Switched Simulated Metal MEMS Contact*. , IEEE Transactions on Components and Packaging Technologies, 30(1), pages 75-80 (2007)
- [16] B.D. Jensen, K. Huang, L. Chow, K. Saitou, J.L. Volakis, and K. Kurabayashi. *Asperity Heating for repair of metal contact RF MEMS switches*. IEEE MTT-S International Microwave Symposium Digest, 3, pages 1939-1942 (2004)
- [17] Z. Yang. *Contact material optimization and contact physics in metal-contact microelectromechanical systems (MEMS) switches*. Thèse de doctorat, Graduate Faculty of North Carolina State University (2008)
- [18] G. Rebeiz, K. Entesari, I. Reines, S. J. Park, M. El-Tanani, A. Grichener and A. Brown. *Tuning in to RF MEMS*. IEEE Microwave Magazine, 10, pages 55-72 (2009)
- [19] R. Holm. *Electric contacts: Theory and applications*. Berlin: Springer (1969)
- [20] S. T. Patton and J. S. Zabinski. *Fundamental studies of Au contacts in MEMS RF switches*. Tribology Letters, 18(2), pages 215-230 (2005)
- [21] T. Umemoto, T. Takeuchi and R. Tanaka. *The behaviour of surface oxide film on Ruthenium and Rhodium plated contacts*. IEEE Transactions on Components, Hybrids, and Manufacturing Technology, 1(1), pages 103-107 (1978)
- [22] P.G. Slade. *Electrical contacts: principles and applications*. CRC (1999)
- [23] F. Ke, J. Miao and J. Oberhammer. *A ruthenium-based multi-metal contact RF MEMS switch with a corrugated diaphragm*. IEEE/ASME Journal of Electromechanical Systems, 17(6), pages 1447-1459 (2008)
- [24] N.E. McGruer, G.G. Adams, L. Chen, Z.J. Guo and Y. Du. *Mechanical, Thermal and Material Influences on Ohmic-Contact-Type MEMS Switch Operation*. IEEE 19th International Conference on Micro Electro Mechanical Systems, pages 230-233 (2006)
- [25] J. Lemaitre, J.L. Chaboche and P. Germain. *Mécanique des matériaux solides*. Dunod (2004)
- [26] C. Segueineau. *Caractérisation micromécanique de matériaux en couche mince destinés aux micro- et nano- technologies*. Thèse de doctorat, Institut polytechnique de Grenoble (2009)

Chapitre 5 – Comportement électromécanique des microcontacts

Atteindre un niveau de fiabilité élevé est devenu une nécessité pour les interrupteurs MEMS, ce qui a conduit à des efforts de recherche conséquents autour des microcontacts ces dernières années. Ainsi, dans le cadre des travaux reportés dans le présent manuscrit, une nouvelle méthodologie de caractérisation de ces microcontacts a été mise en place à l'aide d'un nanoindenteur commercial couplé à des mesures d'impédance électrique. Des véhicules de test ont été spécialement conçus pour étudier la physique du contact à l'échelle microscopique.

Comme nous l'avons vu au chapitre 3, de nombreux mécanismes de défaillances complexes sont générés par le passage du courant dans les microcontacts ohmiques. Le courant injecté dans le microcontact est un des principaux vecteurs de défaillance des micro-interrupteurs ohmiques. De plus, le courant a une influence primordiale sur la durée de vie des macro-interrupteurs, qui diminue lorsque les contacts sont traversés par de forts courants. Ainsi, ce chapitre est consacré aux résultats obtenus lors d'une campagne de test visant à caractériser l'influence du courant sur le comportement électromécanique du microcontact. Ces essais ont été réalisés sur les véhicules de tests décrits dans le chapitre précédent. Les variations de résistances de contact sont ainsi mesurées en fonction de la force de contact appliquée pour différents niveaux de courant et différentes paires de matériaux de contact :

- Configuration de matériaux dits « mous » (contact Au/Au),
- Configurations de matériaux dits « durs » (contacts Ru/Ru et Rh/Rh)
- Configurations dites « mixtes » (contacts Au/Ru et Au/Ni)

Ces résultats nous permettront d'améliorer notre compréhension de la physique du microcontact lorsque ce dernier transmet de la puissance, et d'identifier les mécanismes de défaillance qui en découlent.

5.1 RÉSULTATS ET ANALYSES

Cette campagne d'essai est réalisée sur les 5 paires de contact (Au/Au, Au/Ru, Ru/Ru, Au/Ni et Rh/Rh) afin de comparer le comportement de ces différentes configurations de matériaux de contact. Les paramètres d'entrée du test sont présentés dans le Tableau 11.

Tableau 11 – Paramètres d’entrée des essais

Matériau de contact	Au/Au	Au/Ru	Ru/Ru	Rh/Rh	Au/Ni
Force maximale de contact	143 μ N	145 μ N	200 μ N	500 μ N	250 μ N
Mode de commutation	Cold switching				
Charge électrique (source de courant)	1 V (max) / 1 - 10 - 20 - 30 - 40 - 50 - 60 - 80 - 90 - 100 mA				
Taux de charge	1 μ N/s				
Atmosphère	N ₂ (Rh < 5%)				

5.1.1 CONTACTS MONOMÉTALLIQUES

L'évolution de la résistance de contact en fonction de la force appliquée est présentée sur la Figure 83, en imposant 11 niveaux de courant différents sur un contact Au/Au. Le premier cycle de commutation est réalisé à 1 mA, le suivant à 10 mA, puis 20 mA et ainsi de suite jusqu'à 100 mA. La procédure sera identique pour chaque campagne de test réalisée sur les autres configurations du contact.

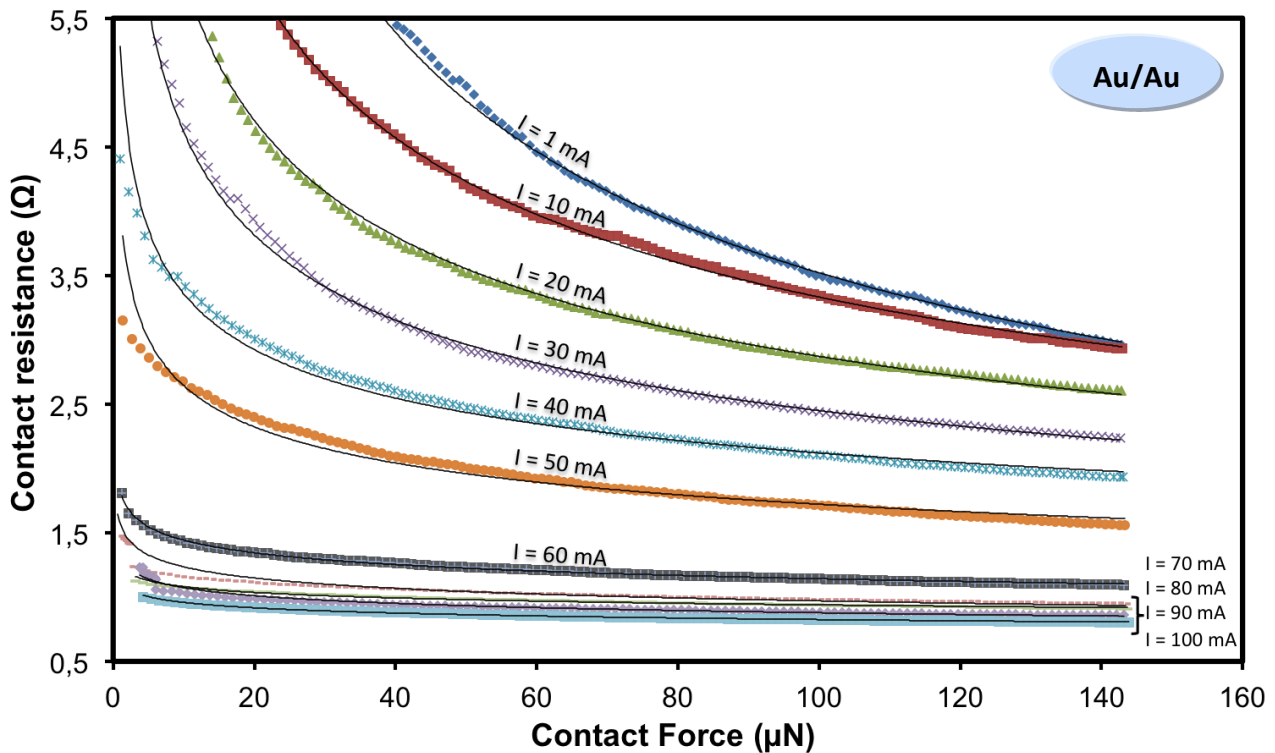


Figure 83 – Evolution de la résistance de contact en fonction de la force appliquée à différents niveaux de courant sur un contact Au/Au

On observe tout d’abord qu’à l’amorce du contact entre les deux électrodes métalliques, les résistances électriques sont élevées et décroissent rapidement avec l’augmentation de la charge appliquée. A partir d’une certaine force, dépendante du niveau de courant, on observe une réduction significative de l’influence de la force de contact sur la résistance de contact. Ainsi, la résistance de contact décroît plus lentement avec l’augmentation de la force de contact et semble tendre vers une asymptote. Ce régime de saturation va être atteint à des niveaux de force différents en fonction du courant injecté dans le contact. En effet, une évolution du comportement électromécanique du microcontact a lieu en fonction du niveau de courant. Par ailleurs, on observe que les résistances de contact initiale et finale diminuent à chaque commutation, et donc à chaque pas de courant croissant. En effet, nous avons vu au paragraphe 4.4 que la réalisation de cycles successifs sur une même charge commutée n’entraîne pas ce type de comportement. Une déformation plastique du microcontact a donc eu lieu entre chaque commutation.

Afin de faciliter la comparaison entre ces différentes courbes, l'évolution de la résistance de contact en fonction de la force appliquée est modélisée par une fonction puissance pour les différents niveaux de courant imposés, telle que:

$$R_C = AF_C^{-x} \quad \text{Équation 54}$$

où les paramètres A et x sont des constantes fixées à chaque pas de courant. Les courbes modélisées par cette équation pour chaque niveau de courant sont superposées sur les mesures de la Figure 83. L'évolution du paramètre x en fonction du courant est présentée sur la Figure 84.

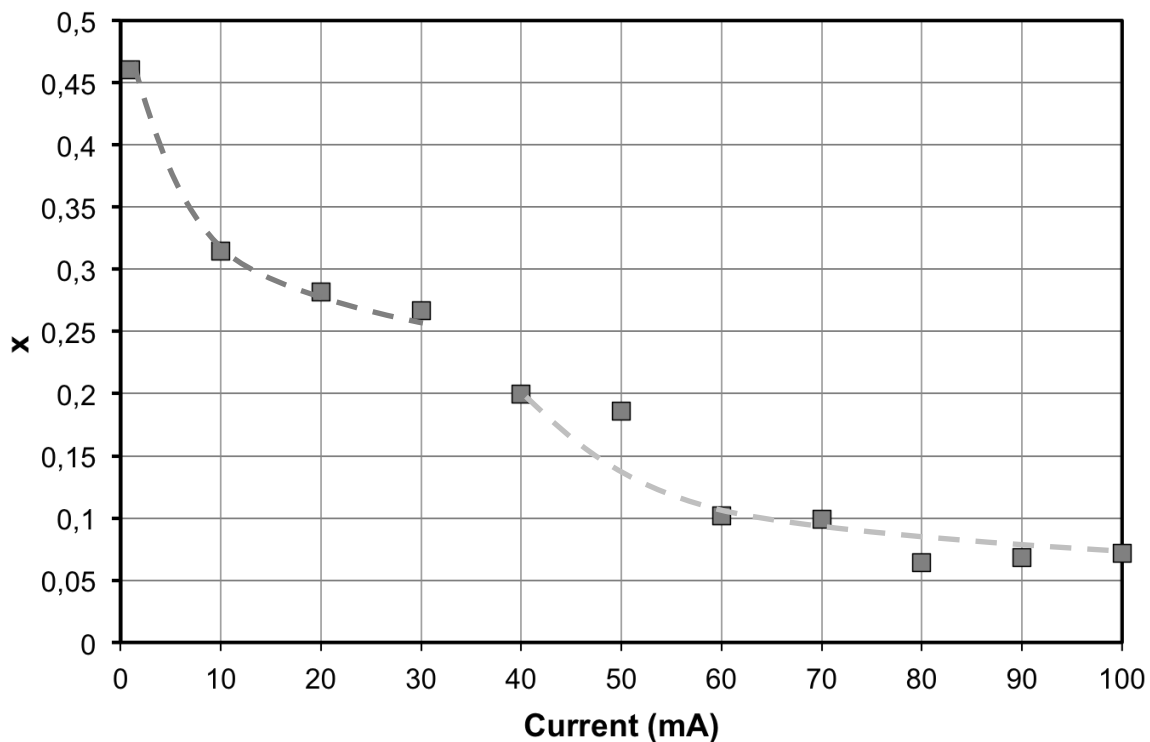


Figure 84 – Evolution du paramètre x en fonction du niveau de courant pour un contact Au/Au contact

Le paramètre x décroît de 0,46 à 0,06 avec l'augmentation du courant. En outre, les équations 19, 20, 24 et 25 du paragraphe 2.3 prévoient que x soit égal à $1/2$ pour une déformation plastique et à $1/3$ pour une déformation élastique. Ainsi, à faible courant, le contact subirait une déformation à dominante plastique, puis lorsque le courant augmente, la composante élastique dominerait la déformation du microcontact. Cependant, ces équations ont été établies à partir d'une aspérité de contact unique et ne prennent donc pas en compte la rugosité des surfaces de contact. Ceci explique les écarts observés entre les modèles et les valeurs de x bien inférieures au seuil

théorique de 0,33. Pourtant, ces résultats reflètent tout de même une évolution dans la déformation des aspérités de contact : plus le courant est élevé, plus la dépendance de la résistance de contact à la force appliquée est réduite et plus les déformations majeures subies par les aspérités interviennent dès les premiers micronewtons (forte diminution de la résistance de contact). Ensuite, la résistance de contact évolue peu avec l'augmentation de la force appliquée. Par ailleurs, on observe une rupture dans l'évolution du paramètre x en fonction du courant imposé à partir de 40 mA, matérialisées par des pointillés sur la Figure 84. Tous ces éléments nous permettent de déduire qu'un changement des propriétés mécaniques des surfaces de contact a été engendré par l'augmentation du courant et pourrait donc avoir une origine thermique.

Observons maintenant le comportement électromécanique des contacts Ru/Ru (Figure 85) et Rh/Rh (Figure 87) dans les mêmes conditions que le contact précédemment testé.

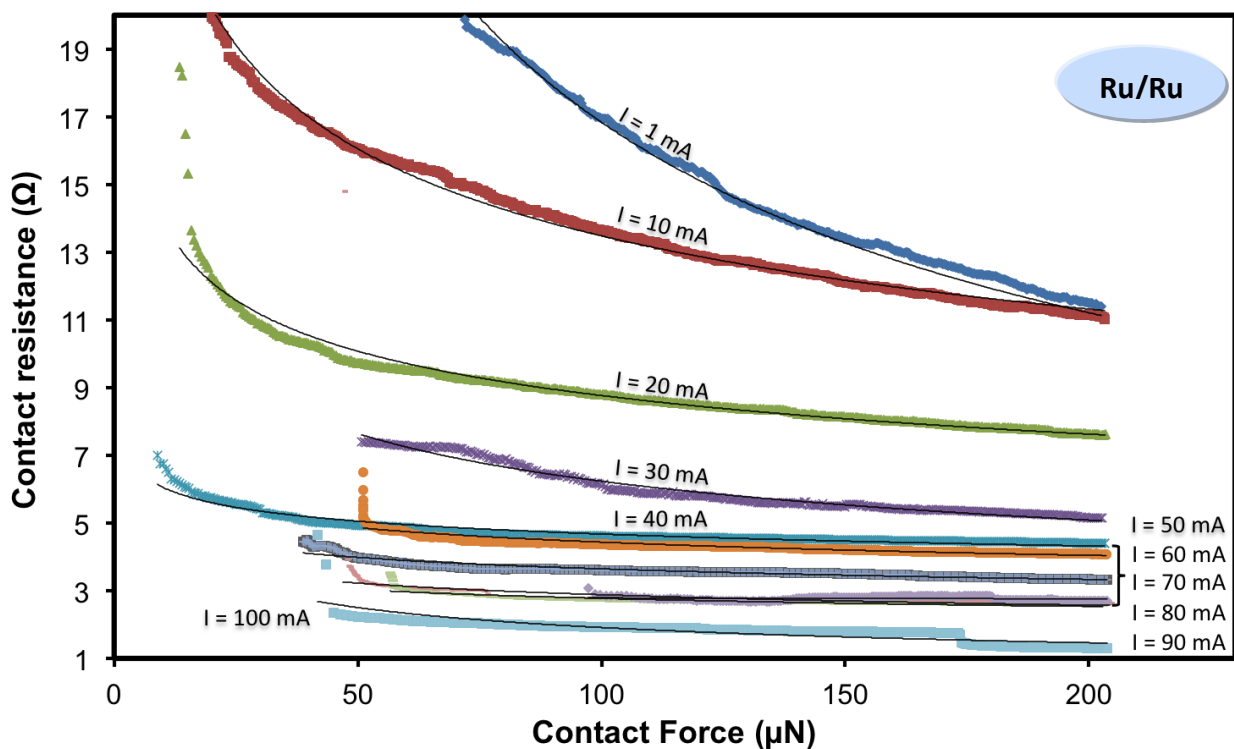


Figure 85 – Evolution de la résistance de contact en fonction de la force appliquée à différents niveaux de courant sur un contact Ru/Ru

Comme pour le contact Au/Au, la dépendance « résistance de contact / force de contact » du contact Ru/Ru est plus forte à faible courant. De plus, à chaque pas de courant, les valeurs de résistances à l'amorce du contact et à charge maximale diminuent à chaque commutation. Par ailleurs, on observe qu'à faible charge ($F_C < 40 \mu\text{N}$), nous ne mesurons pas de résistances de

contact pour certains niveaux de courant (pour $I = 30 \text{ mA}$; 50 mA ; 60 mA ; 70 mA ; 80 mA ; 90 mA ; 100 mA). Lorsque les forces appliquées atteignent des valeurs comprises entre $40 \text{ }\mu\text{N}$ et $60 \text{ }\mu\text{N}$, la résistance de contact diminue brusquement et atteint très rapidement le régime de saturation. Ceci signifie qu'une force limite a été atteinte, permettant de rompre des films isolants à la surface des électrodes de contact par cisaillement et enfin autoriser le passage du courant (cf. § 3.1.3.4). Une forte modification est donc intervenue à l'interface de contact entre les commutations successives. On observe également quelques discontinuités dans l'évolution de la résistance de contact à des niveaux de courant de 90 mA et 100 mA , pour des forces respectives de $180 \text{ }\mu\text{N}$ et $172 \text{ }\mu\text{N}$. Ces discontinuités ne sont pas dues aux simples écrasements des aspérités car elles sont trop franches aux regards des autres courbes. Nous les attribuons également à la rupture de films isolants sous l'effet combiné de l'augmentation de la force de contact et du passage de courant à travers la jonction.

Les données présentées sur la Figure 85 ont également été modélisées par une relation de puissance décrite par l'équation 54. L'évolution du paramètre x en fonction du courant est présentée sur la Figure 86.

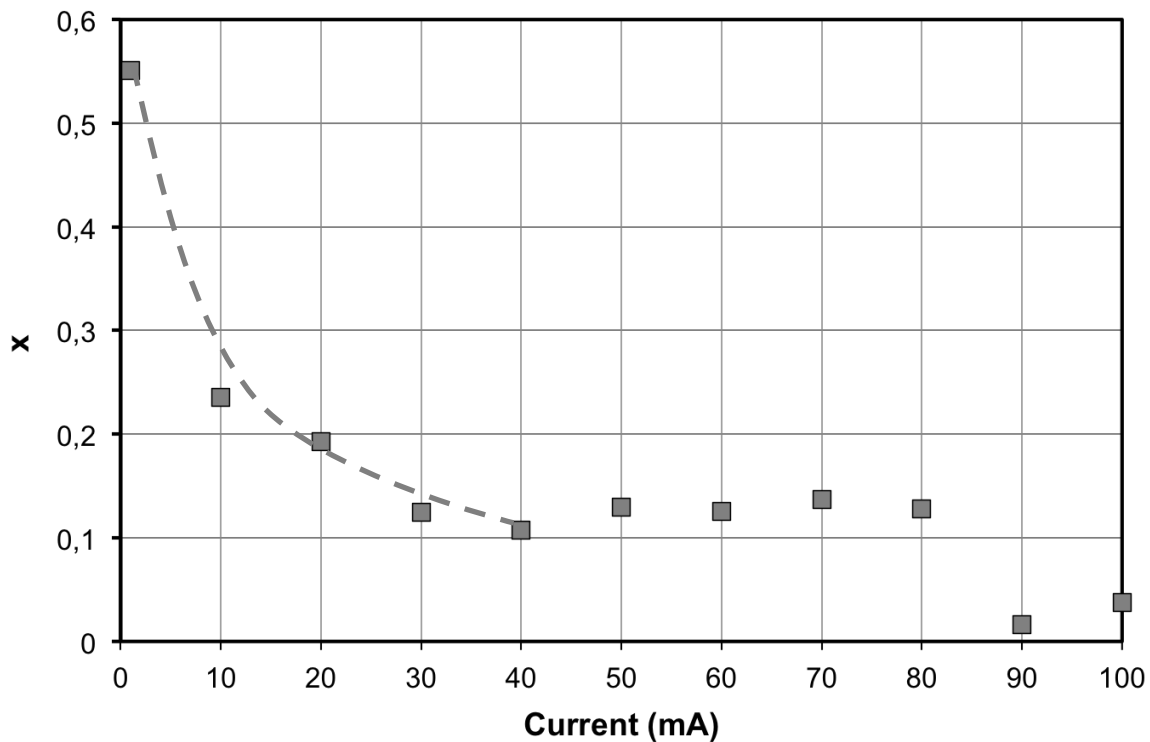


Figure 86 – Evolution du paramètre x en fonction du niveau de courant pour le contact Ru/Ru

L'analyse de l'évolution du paramètre x en fonction du courant nous permet également de desceller deux tendances, à l'instar du contact Au/Au. De 1 mA à 40 mA, la dépendance « résistance de contact / force de contact » diminue fortement. Puis à partir de 40 mA, le paramètre x reste faible et n'évolue presque plus jusqu'à 80 mA. Cette évolution du paramètre x sur les différentes courbes confirme qu'un changement des propriétés mécaniques a eu lieu avec l'augmentation du niveau de courant. Les valeurs du paramètre x pour 90 mA et 100 mA sont hors de la tendance du fait des discontinuités dans l'évolution de la résistance de contact sur la Figure 85 évoquées précédemment.

Dans le cas du contact Rh/Rh, on observe sur la Figure 87 un comportement assez proche des contacts monométalliques analysés précédemment, à savoir un fort impact du courant sur les courbes « Résistance de contact vs. Force de contact ».

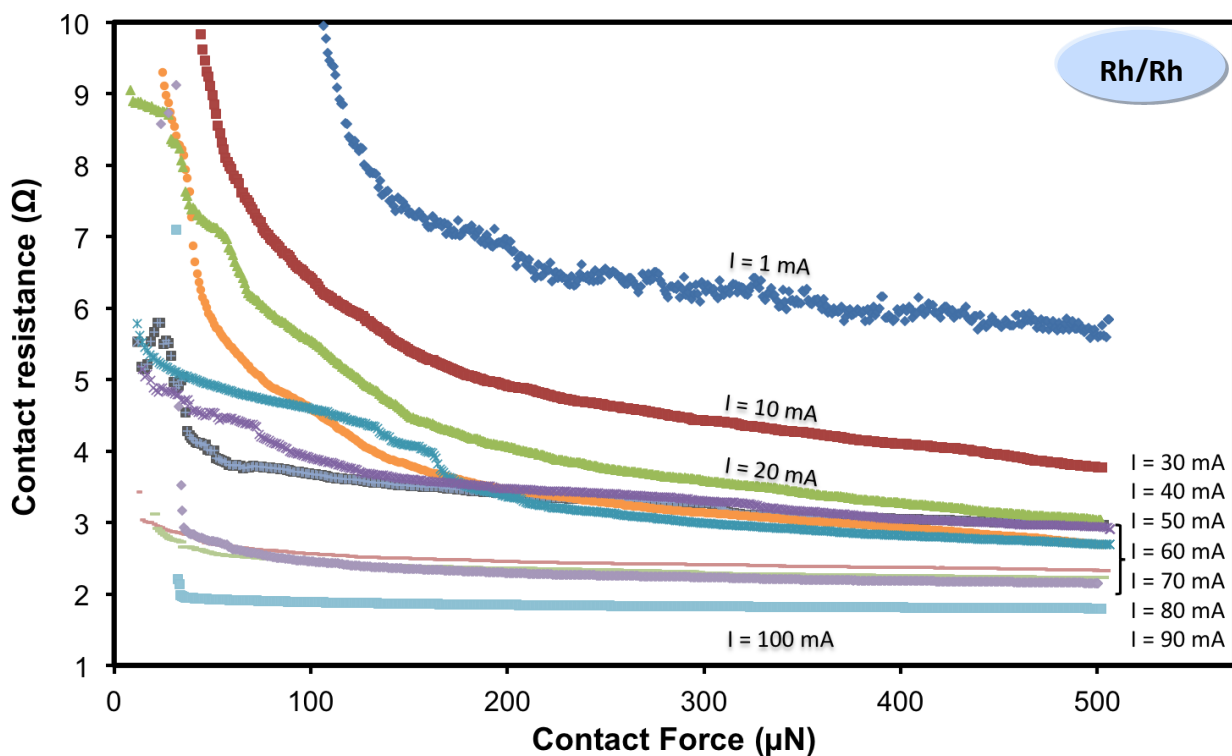


Figure 87 – Evolution de la résistance de contact en fonction de la force appliquée à différents niveaux de courant sur un contact Rh/Rh

En effet, la résistance de contact décroît à charge maximum de $5,6 \Omega$ pour un courant de 1 mA à $1,7 \Omega$ pour un courant de 100 mA. L'augmentation du courant engendre des déformations irréversibles du contact lors des commutations successives. En outre, l'évolution de la déformation des spots de contact en fonction du courant paraît proche de celle observée sur le contact en

ruthénium. En effet, à partir de 60 mA, la dépendance « résistance de contact / force de contact » diminue pour des charges appliquées supérieures à 50 μN . De 60 mA à 100 mA, les principales déformations du microcontact interviennent à des forces de contact inférieures à 50 μN . Il apparaît également des discontinuités dans l'évolution de la résistance de contact, semblables à celles observées dans le contact Ru/Ru. Celles-ci sont également attribuées à la rupture de films isolants à l'interface de contact, ces films pouvant être de nature oxydique dans le cas du ruthénium et du rhodium. Ces discontinuités rendent ici impossibles la modélisation d'une fonction puissance sur ces points. Ainsi les paramètres x ne pourront pas être étudiés pour les contacts Rh/Rh. L'observation qualitative confirme toutefois un comportement similaire à ceux observés pour l'or et le ruthénium.

En conclusion de ce paragraphe, nous confirmons que le courant a un impact sur le comportement mécanique des microcontacts monométalliques.

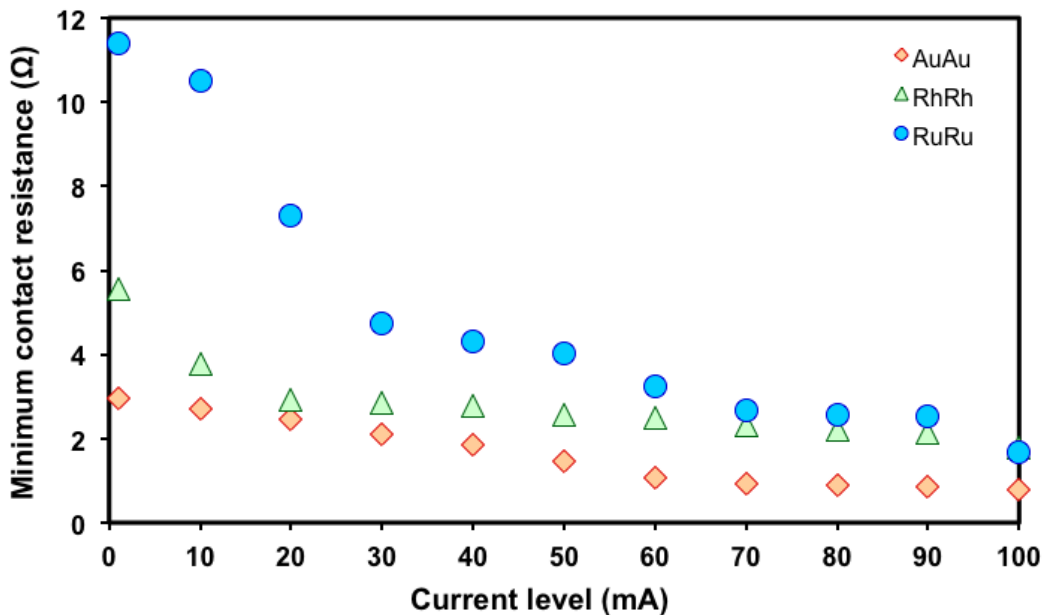


Figure 88 – Evolution de la résistance de contact minimale en fonction du niveaux de courant pour les contacts Au/Au, Rh/Rh et Ru/Ru

Comme nous l'avons vu dans le paragraphe 4.4, les déformations plastiques interviennent au début de la phase de charge, lorsque la pression de contact est supérieure à la pression de rupture à l'écrasement. La réduction de la résistance de contact initiale entre chaque commutation confirme l'occurrence d'une déformation plastique des aspérités. Ainsi, la résistance de contact décroît fortement sur une certaine gamme de force de contact croissante. Plus le courant

augmente, plus la gamme de force dans laquelle intervient cette phase de déformation plastique, diminue. On peut donc conclure que la pression de rupture à l'écrasement n'est plus la même à un niveau de charge donné lorsque le courant augmente, ce qui signifie que la dureté des revêtements de surface des contacts a diminué. Les origines thermiques de cet effet expliquant ce phénomène seront étudiées au chapitre 6. Enfin, nous confirmons grâce à ces essais que les effets des films isolants sont prépondérants à ces niveaux de force et que le passage du courant contribue en partie à la rupture de ces films de contamination.

5.1.2 CONTACTS BIMÉTALLIQUES

La Figure 89 présente les courbes « résistance de contact vs. force de contact » obtenues pour le contact Au/Ru. Nous rappelons que les paramètres d'entrée des essais figurent dans le Tableau 11.

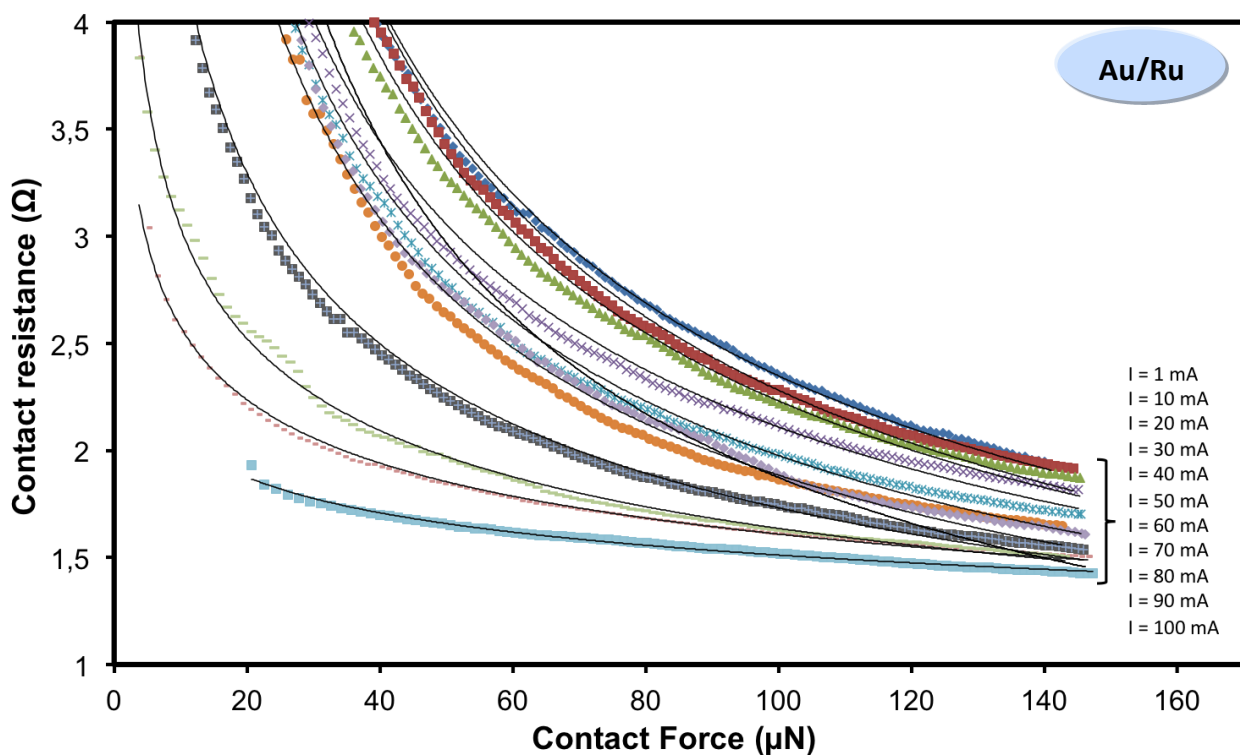


Figure 89 – Evolution de la résistance de contact en fonction de la force appliquée à différents niveaux de courant sur un contact Au/Ru

On remarque tout d'abord que le comportement électromécanique du contact Au/Ru diffère des précédents résultats obtenus sur les contacts monométalliques. En effet, à courant croissant, la stabilité du contact Au/Ru est meilleure que celle des contacts monométalliques en terme de

dispersion des courbes « Force de contact vs. Résistance de contact ». La variation de la résistance de contact à force maximale est bien plus faible pour le contact bimétallique Au/Ru : entre 1 mA et 100 mA, la résistance de contact décroît seulement de $1,8 \Omega$ à $1,4 \Omega$ pour une force de contact de $145 \mu\text{N}$. En comparaison, celle du contact Au/Au décroît de 3Ω à $0,81 \Omega$ et celle du contact Ru/Ru de $10,5 \Omega$ à $1,5 \Omega$ pour une force maximale de $200 \mu\text{N}$. Ces résultats nous permettent de conclure que le contact Au/Ru est moins sensible à l'augmentation du courant que les contacts monométalliques. Cependant, on observe tout de même une évolution de ces courbes à chaque pas de courant. Afin d'étudier cette variation, nous avons tracé l'évolution du paramètre x en fonction du niveau de courant imposé au contact sur la Figure 90.

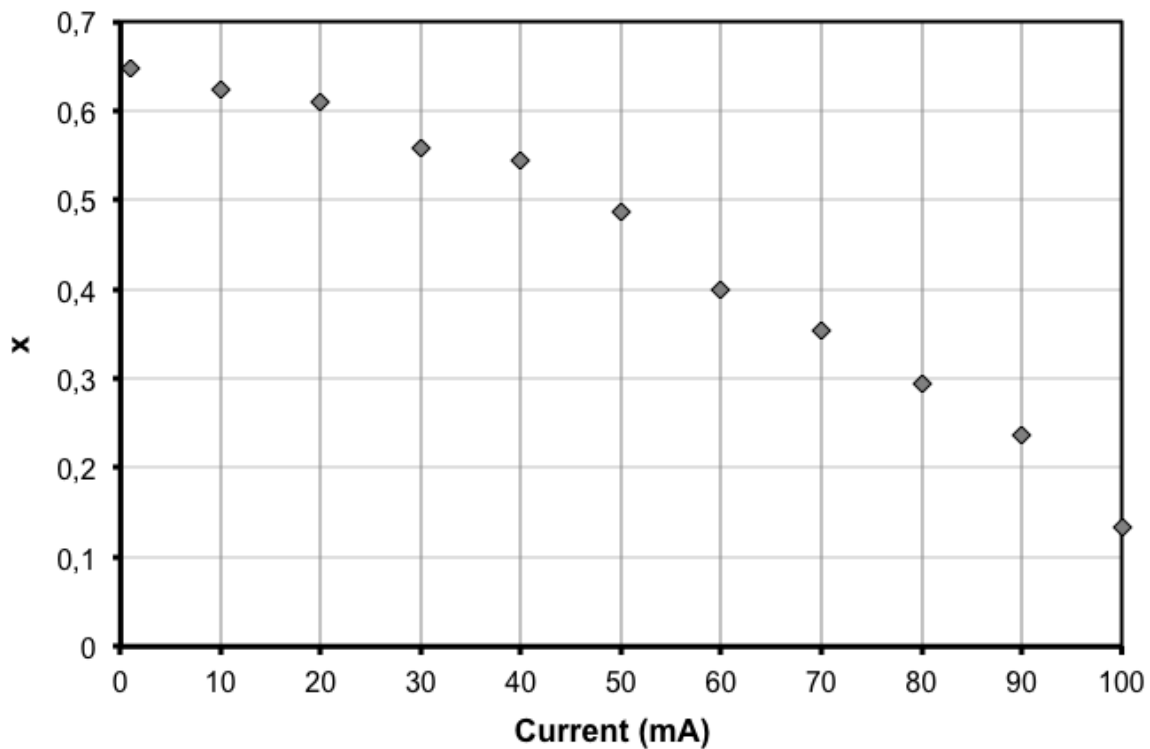


Figure 90 – Evolution du paramètre x en fonction du niveau de courant pour le contact Au/Ru

La Figure 90 présente une décroissance continue de l'exposant x en fonction d'un niveau de courant croissant, ce qui suggère une augmentation des déformations subies par les aspérités de contact au cours des commutations successives. Cependant, on n'observe pas de rupture apparente dans l'évolution de ce paramètre.

Analysons maintenant les résultats obtenus sur le second contact bimétallique Au/Ni présentés sur la Figure 91.

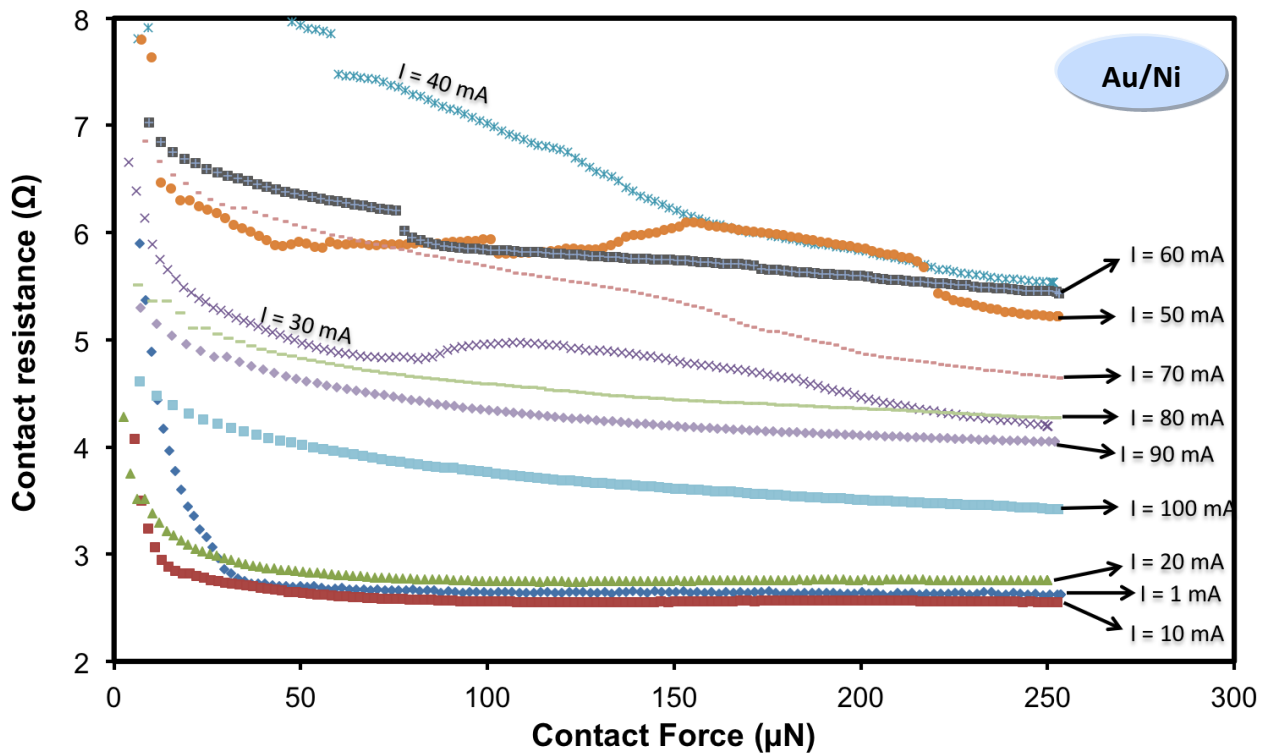


Figure 91 – Evolution de la résistance de contact en fonction de la force appliquée à différents niveaux de courant sur un contact Au/Ni

Le comportement électromécanique du contact Au/Ni en fonction du courant diffère très nettement de celui observé précédemment.

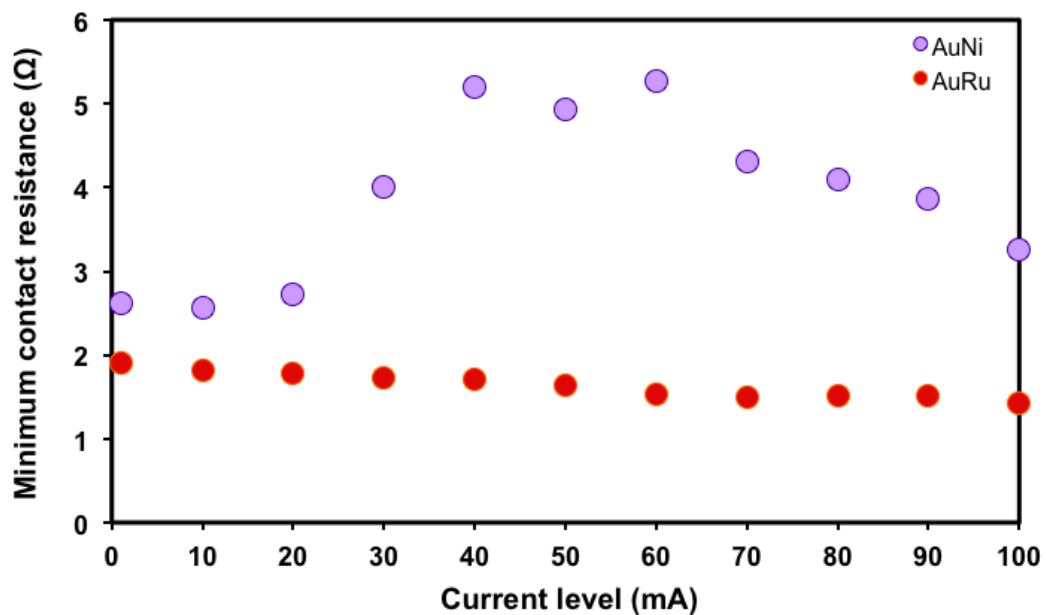


Figure 92 – Evolution de la résistance de contact minimale en fonction du niveau de courant pour les contacts Au/Ru et Au/Ni

En effet, la résistance de contact à force maximale est dans un premier temps relativement faible. A partir de 30 mA, la résistance de contact à charge maximale augmente jusqu'à 40 mA pour ensuite redescendre à partir de 60 mA. Par ailleurs, les discontinuités observées dans les courbes de la Figure 92 de 30 mA à 70 mA traduisent très certainement la présence de films isolants persistant à l'interface de contact, malgré la procédure de nettoyage mise en œuvre. En effet, le nickel est également connu pour former un oxyde à la surface de contact. De plus, nous savons que les véhicules de test Au/Ni ont passé une longue période à l'air libre (bien supérieure à toutes les autres structures) durant l'étape de fabrication, ce qui a favorisé la formation de cette oxyde. En outre, nous avons vu que l'élévation du courant entraîne des modifications de la topologie des surfaces de contact (cf. § 3.1.2). Ceci pourrait permettre à un film isolant de s'insérer à la surface des aspérités conductrices lors des sollicitations successives et s'opposer au passage du courant.

5.2 DISCUSSION

Lors des différents essais, nous avons observé que l'impact du courant sur les courbes « résistance de contact vs. force de contact » diffèrent grandement en fonction de la nature des métaux mis en jeu dans les jonctions métalliques. Le comportement électromécanique de chaque paire de contact est corrélé avec la dureté mécanique des matériaux en présence. D'après le Tableau 5 du paragraphe 4.2, la dureté H de l'or est de 1,6 GPa, celle du ruthénium de 10,1 GPa, celle du nickel de 13,7 GPa et celle du rhodium de 25 GPa.

Ainsi l'évolution de la résistance de contact à faible courant en fonction de la force de contact peut être schématisée comme sur la Figure 93.

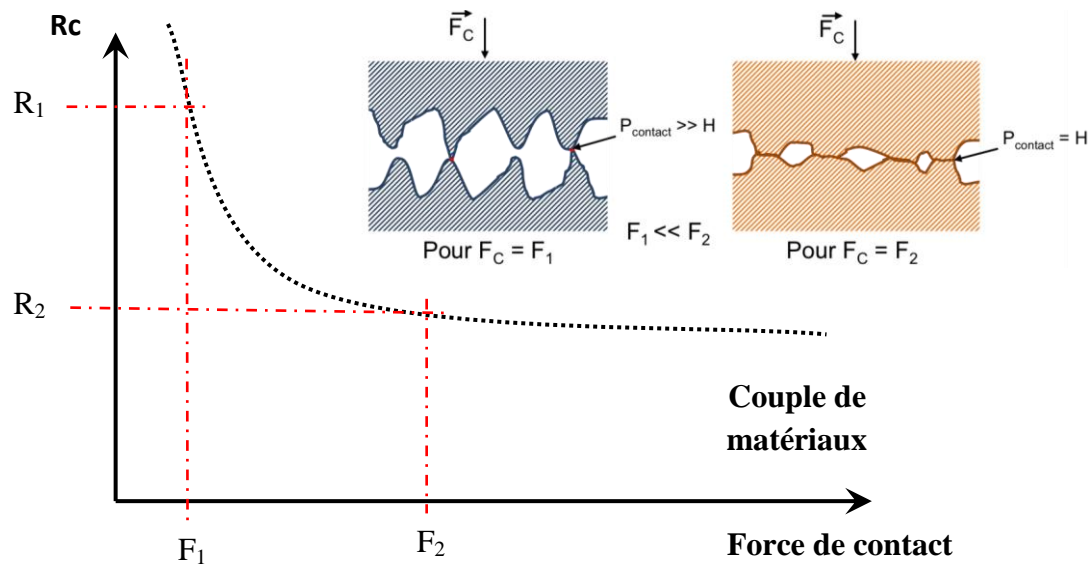


Figure 93 – Schéma représentant l'influence de la dureté dans la déformation des aires de contact à faible courant

En effet, dans le cas d'un matériau dur, la pression de contact sera élevée à l'établissement du contact, dépassant la limite élastique dès les premiers micronewtons. En revanche, lorsque l'aire de contact augmente, la pression de contact va diminuer. Ainsi après, avoir écrasé les premières aspérités de contact, la pression de rupture à l'écrasement ne sera plus atteinte, et la décroissance la résistance de contact sera moindre, et va tendre à se stabiliser plus rapidement que pour un matériau dont la pression d'écoulement est plus faible.

Lorsque le courant augmente, la dureté des aspérités de contact semble chuter pour les contacts monométalliques, par l'activation d'un phénomène thermique que nous étudierons dans le prochain chapitre. L'obtention d'un équilibre mécanique au niveau des aspérités est d'autant plus rapide que le courant électrique est élevé. La légère diminution de la résistance de contact est ensuite principalement due à la composante élastique de la déformation des aspérités. Cette représentation est en adéquation avec les résultats obtenus sur les contacts symétriques testés (Au/Au, Ru/Ru, Rh/Rh).

La Figure 94 présente la courbe « résistance de contact vs. force de contact » pour un contact Au/Au commuté à froid pour $I_{source} = 50 \text{ mA}$ et $V_{limite} = 1 \text{ V}$ jusqu'à $100 \text{ }\mu\text{N}$. Nous avons modélisé sur ce même graphique la pression de contact en divisant la force de contact imposée par l'aire de contact. Cette aire de contact a été calculée à partir des mesures de résistances de contact grâce au modèle de Wexler (équation 26). Ce contact Au/Au a subi de nombreuses fois la procédure de

nettoyage décrite dans le paragraphe 4.1.2, afin de minimiser au maximum l'influence des films de contamination. En effet, en diminuant la surface recouverte par ces films isolants, l'aire de contact électrique tend à se rapprocher de l'aire de contact mécanique réelle. Cependant, il est très compliqué d'atteindre des résistances de contact aussi faibles lors d'essais de micro-flexion. La procédure de nettoyage des surfaces de contact a probablement fait fondre la plupart des aspérités lors des commutations à chaud.

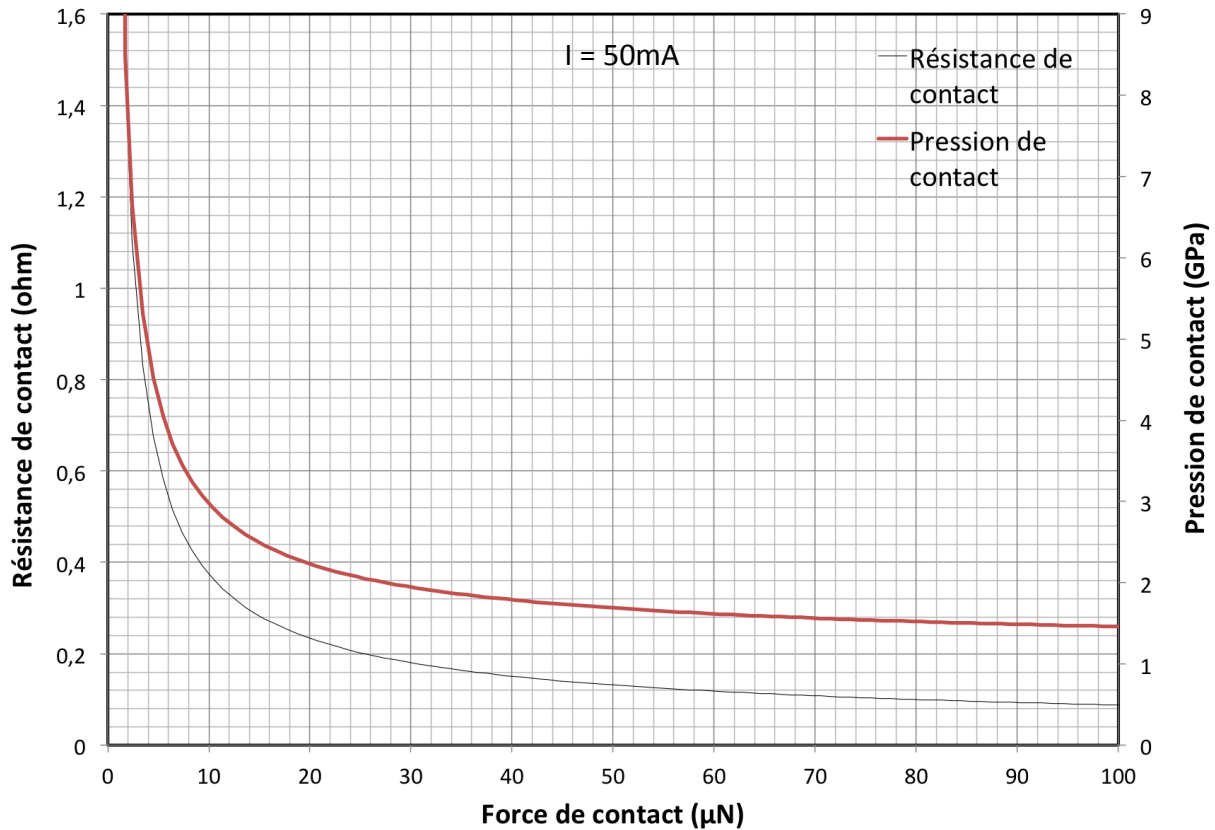


Figure 94 – Calcul de la pression de contact à partir d’une courbe « R_c vs F_c » pour un contact Au/Au ($I = 50\text{ mA} / U = 1\text{ V}$)

A l’amorce du contact entre deux membres d’une jonction monométallique, la pression de contact est suffisamment élevée pour dépasser la limite élastique locale des surfaces de contact ($P_c > 1,6\text{ GPa}$). Plus la force de contact augmente, plus l’aire de contact croît. La pression de contact tend alors vers la pression de rupture à l’écrasement (*i.e.* vers la dureté de l’or $H = 1,6\text{ GPa}$).

La déformation des aspérités de contact à la fermeture produit un certain degré d’écrasement des surfaces de contact, c’est à dire un durcissement des aspérités sous l’effet de la contrainte mécanique. Ce phénomène induit une limitation à l’augmentation de l’aire de contact, les

aspérités supportant une pression plus élevée que la dureté nominale du matériau. Toutefois, lorsque le courant augmente, un phénomène thermique annihile ce durcissement (le déplacement des dislocations à l'origine de l'érouissage est un phénomène thermiquement activé), privilégiant ainsi l'augmentation de l'aire de contact.

Pour le contact Au/Ru, le courant semble avoir un impact moindre sur la résistance de contact en comparaison des contacts monométalliques. En outre, le comportement électromécanique du contact asymétrique Au/Ru semble plus proche du couple de matériaux mous que du couple de matériaux durs alors qu'on pourrait plutôt s'attendre à un compromis entre ces deux modèles. Ce comportement est intrinsèquement lié à la configuration asymétrique du couple de contact, comprenant un matériau dur et un matériau mou. En effet, les aspérités du matériau le plus mou sont facilement déformées par la surface d'un matériau dur que par celle d'un matériau mou. Ainsi, les aspérités du matériau dur vont pouvoir « indenter » la surface du matériau mou (cf. Figure 95) et donc générer une aire de contact plus large à faible courant.

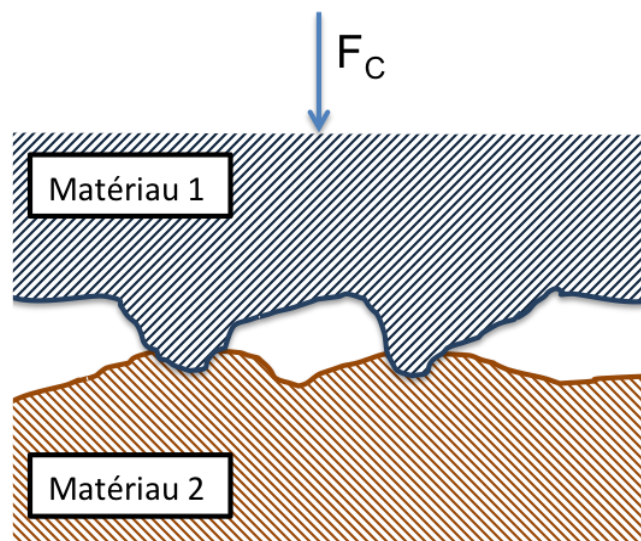


Figure 95 – Schéma du contact entre les aspérités du matériau 1 et matériau 2

$$(H_{\text{matériau 1}} \gg H_{\text{matériau 2}})$$

Les résultats obtenus nous incitent à penser que l'évolution du comportement électromécanique des microcontacts testés est corrélée avec une augmentation de la température à l'interface de contact.

5.3 CONCLUSION

La Figure 96 rassemble sur un même graphique les résultats obtenus à faible et fort courant (respectivement à 1 mA et à 100 mA) pour les 5 couples de matériaux de contact testés.

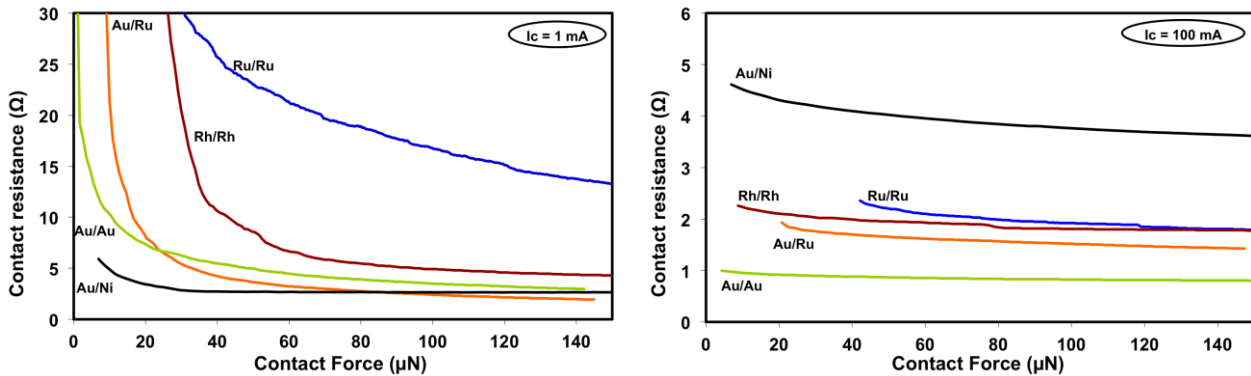


Figure 96 - Evolution de la résistance de contact en fonction de la force appliquée à 1 mA et 100 mA sur les contacts Au/Au, Au/Ru, Ru/Ru, Rh/Rh, et Au/Ni

5.3.1 CONTACTS MONOMÉTALLIQUES

Plusieurs remarques peuvent être faites en analysant l'impact du courant sur les courbes de la Figure 96. Tout d'abord, on confirme qu'à fort courant, la résistance de contact est beaucoup moins sensible à l'accroissement de la force appliquée qu'à faible courant. Par ailleurs, ces résultats nous permettent d'envisager provisoirement les points forts et les points faibles de l'utilisation de chacun de ces couples de matériaux comme revêtements de contact dans les interrupteurs MEMS ohmiques :

- Pour le contact Au/Au, on note qu'à 100 mA, la résistance de contact atteint $0,8 \Omega$ pour une charge de $150 \mu\text{N}$. A ce niveau de force, c'est la valeur la plus basse pour ces cinq types de jonctions. Cependant, nous avons vu que la résistance de contact varie beaucoup en fonction de la puissance injectée dans la constriction en or. Le couple Au/Au ne sera donc pas le meilleur candidat pour assurer la stabilité du contact dans les micro-interrupteurs à différents niveaux de puissance.
- Pour les contacts monométalliques en rhodium et en ruthénium, les résistances de contact à 1mA sont les plus élevées pour une charge appliquée de $150 \mu\text{N}$. Elles décroissent fortement avec l'augmentation du courant pour atteindre environ 2Ω à 100 mA. Néanmoins, ces valeurs sont élevées pour les applications supposées intégrer des micro-

interrupteurs à contacts ohmiques. Ainsi, les contacts Ru/Ru et Rh/Rh ne semblent donc pas être en mesure d'améliorer les performances des composants micro-interrupteurs.

5.3.2 CONTACTS BIMÉTALLIQUES

Les comportements électromécaniques sont très différents en fonction du couple de contact bimétallique testé. La Figure 96 nous permet de faire l'analyse suivante :

- En comparant l'évolution de la résistance du contact Au/Ni entre 1 mA et 100 mA, on s'aperçoit qu'elle varie très peu entre les deux niveaux de courant, et reste aux alentours des 4-5 Ω pour une charge de 150 μN . Ces valeurs sont très élevées ce qui exclut l'utilisation de tels contacts dans les micro-commutateurs.
- En revanche, on remarque que le comportement électromécanique des contacts Au/Ru est relativement stable en fonction du courant croissant. En effet, la résistance de contact à 150 μN évolue seulement de 1,8 Ω à 1 mA, jusqu'à 1,4 Ω pour un courant de 100 mA. Ces valeurs de résistances semblent plus raisonnables pour minimiser les pertes en insertion des interrupteurs MEMS RF.

En conclusion, ces résultats ont mis en lumière la stabilité du contact Au/Ru face à l'augmentation de la puissance injectée dans le microcontact en comparaison avec les autres couples de matériaux de contact. Cette stabilité se traduit par une faible variation des résistances de contact à pleine charge en dépit de l'augmentation du courant. Ainsi, le contact Au/Ru semble être un très bon candidat pour le revêtement des surfaces de contact des micro-interrupteurs. Afin de mieux comprendre l'évolution du comportement électromécanique des microcontacts testés, nous allons étudier en détail les phénomènes d'échauffement à l'interface de contact au chapitre suivant.

5.4 RÉFÉRENCES

- [1] M.C. Fromen. *Étude expérimentale et modélisation de la structure de nanoparticules magnétiques : des particules isolées aux assemblages*. Thèse de doctorat, INSA de Toulouse (2003)
- [2] G. Gregori and D.R. Clarke. *The interrelation between adhesion, contact creep, and roughness on the life of gold contacts in radio-frequency microswitches*. Journal of Applied Physics, 100(9), pages 94904-94904 (2006)

- [3] L. Féchant. *Le contact électrique - Phénomènes physiques et matériaux*. Hermes, Paris (1996)
- [4] S. T. Patton and J. S. Zabinski. *Fundamental studies of Au contacts in MEMS RF switches*. Tribology Letters, 18(2), pages 215-230 (2005)
- [5] J. Cognard. *Science et technologie du collage*. PPUR presses polytechniques (2000)

Chapitre 6 – Échauffement des microcontacts

Au chapitre 3, nous avons vu que l'échauffement des contacts était la cause de nombreux mécanismes de défaillance. Les résultats obtenus dans le chapitre précédent nous montrent que le comportement électromécanique des microcontacts testés semble être en étroite relation avec l'évolution de la température à l'interface de contact. Par exemple, le dépassement d'un certain courant limite dans les contacts monométalliques va entraîner des modifications de la déformation des aspérités de contact ou encore de l'adhésion à l'ouverture du contact. L'échauffement des aspérités de contact joue donc un rôle prédominant sur l'évolution de la résistance de contact au cours des multiples commutations et constitue une source de défiabilisation majeure des micro-interrupteurs à contact ohmique.

Ainsi, l'objectif de ce chapitre consiste à étudier les phénomènes d'échauffement à l'interface de contact afin d'améliorer la compréhension des événements engendrés par ce phénomène. Par conséquent, nous étudierons tout d'abord l'évolution de la température de contact dans les essais précédemment réalisés en faisant l'approximation d'un transport purement diffusif des électrons dans la constriction, puis en tenant compte cette fois du transport balistique des électrons dans la constriction. Enfin, nous étudierons la localisation de l'isotherme maximale dans les différentes jonctions métalliques testées ainsi que la température locale atteinte à l'interface de contact.

6.1 CALCUL DE LA TEMPERATURE MAXIMALE DANS LES JONCTIONS

Nous avons vu que l'augmentation du niveau de courant a certainement engendré une hausse de la température à l'interface de contact, modifiant ainsi les propriétés mécaniques des surfaces de contact. En réalité, la théorie nous montre que le courant lui-même n'est pas directement relié à la température du contact. Effectivement, cette dernière est la conséquence directe du phénomène de constriction à l'interface de contact qui crée une différence de potentiel directement lié à la température du microcontact. La relation de Kohlrausch (équation 44) et la loi de Wiedemann-Franz (équation 45) permettent de calculer l'évolution de la température maximale atteinte dans la jonction (équation 46). Tous les calculs présentés dans ce paragraphe sont effectués à partir de la différence de potentiel mesurée entre les électrodes de contact dans les tests réalisés précédemment. On considère ici en première approximation le transport des électrons dans la constriction comme étant purement ohmique. La température de référence T_0 est supposée égale à la température dans l'enceinte thermique, c'est à dire $T_0 = 297\text{K}$. Par ailleurs, il faut noter que la température maximale dans la jonction n'est pas forcément atteinte à

l'interface de contact. Nous analyserons en détail la répartition spatiale de la température dans le contact au paragraphe 6.3.

6.1.1 CONTACTS MONOMÉTALLIQUES

La Figure 97 présente l'évolution de la température maximale dans le contact en fonction du courant injecté dans la constriction métallique Au/Au à charge maximale.

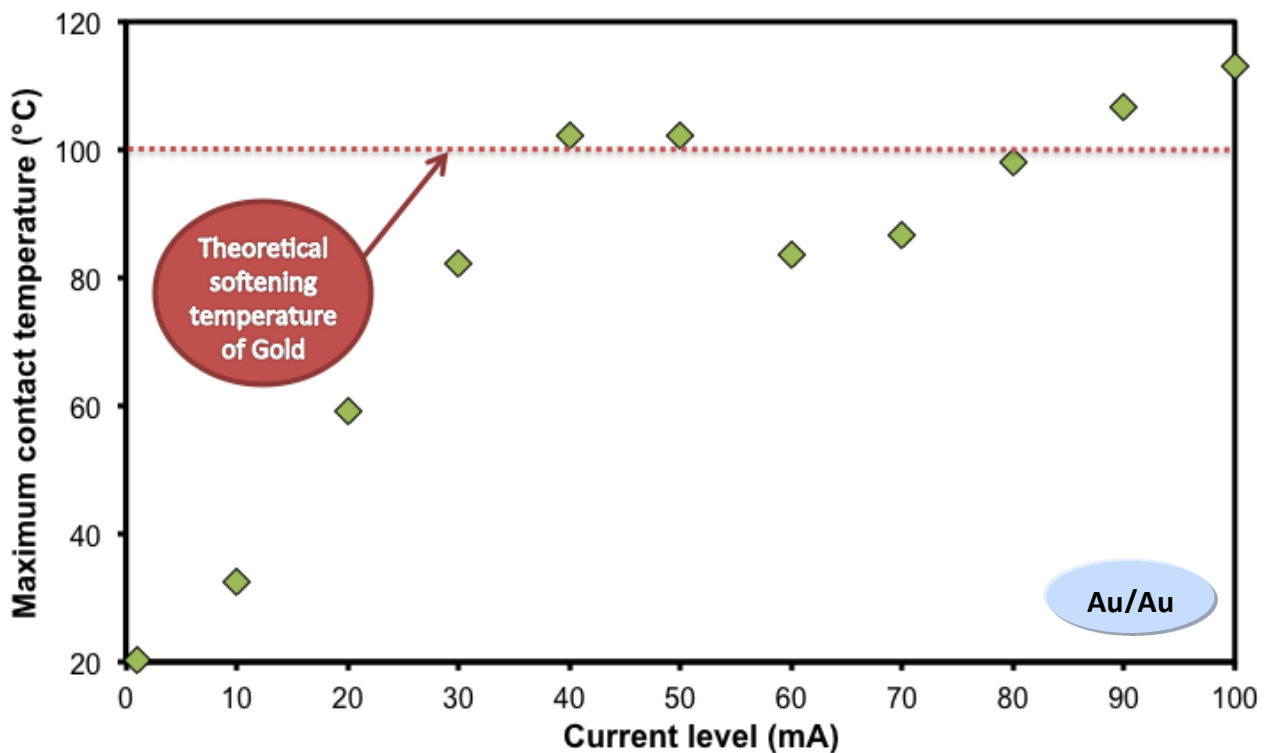


Figure 97 - Evolution de la température de contact en fonction du courant dans le contact Au/Au à charge maximale ($F_c = 143 \mu\text{N}$)

On observe tout d'abord que la température à charge maximale augmente au fur et à mesure que le courant augmente de 1 mA à 40 mA. A partir de cette dernière valeur, une rupture intervient dans l'évolution de la température. Celle-ci semble se stabiliser autour de 100°C pour les niveaux de courant compris entre 40 mA et 100 mA. Cette température correspond à la température de ramollissement de l'or communément reportée dans la littérature pour les macro-contacts [1]. Elle correspond à une tension de contact comprise entre 65 mV et 75 mV, respectivement pour 80°C et 120°C. On peut noter également que cette rupture survient au même niveau de courant (40 mA) que celle observée dans l'évolution du paramètre x de la Figure 84.

Un comportement quasi-similaire est observé sur la Figure 98 pour le contact Ru/Ru.

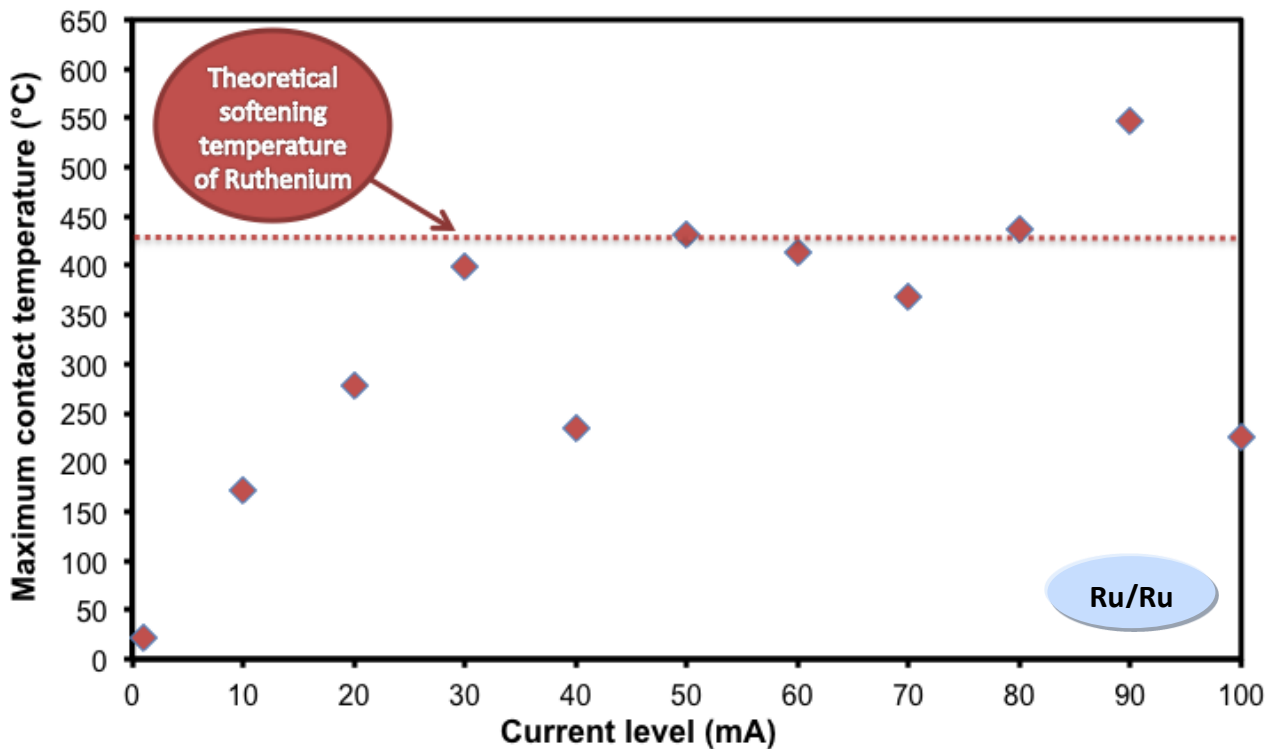


Figure 98 - Evolution de la température de contact en fonction du courant dans le contact Ru/Ru à charge maximale ($F_c = 200 \mu\text{N}$)

En effet, la température de contact à charge maximale augmente tout d'abord progressivement à faible courant. Au-delà de 30 mA, cette température arrête d'augmenter et devient instable en oscillant autour de la température de ramollissement du ruthénium. En effet, cette température seuil se situe aux alentours de 430°C pour les macro-contacts (*cf.* Tableau 5) et correspond à une tension de contact de 200 mV. On peut également remarquer que cette rupture, qui intervient à partir d'un courant de 30 mA, est corrélée avec la discontinuité observée dans l'évolution du paramètre x de la Figure 86.

Des résultats similaires sont obtenus pour le contact monométallique en rhodium (*cf.* Figure 99).

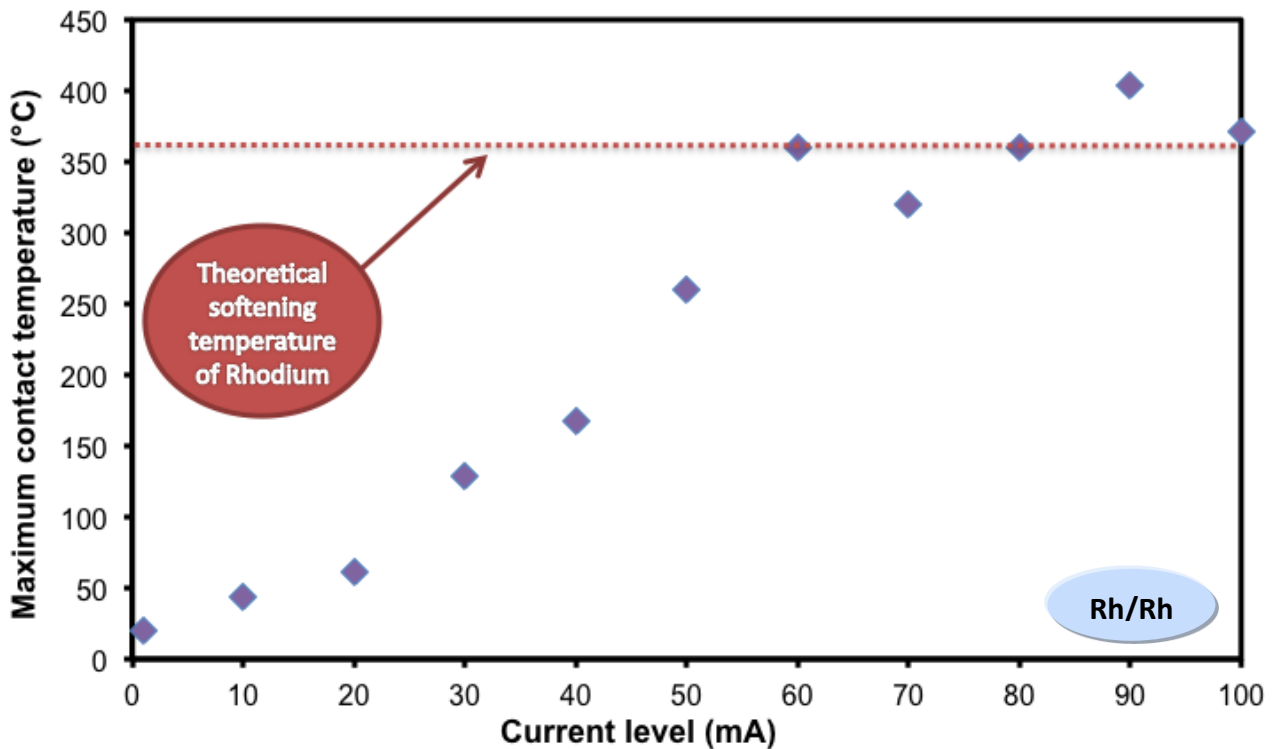


Figure 99 - Evolution de la température de contact en fonction du courant dans le contact Rh/Rh à charge maximale ($F_c = 500 \mu N$)

La température de contact à charge maximale augmente progressivement jusqu'à 60 mA, pour atteindre 360°C, puis semble se stabiliser en oscillant autour de cette valeur pour des niveaux de courant croissants. A notre connaissance, la température de ramollissement du rhodium n'a pas encore été reportée dans la littérature. Si nous considérons que la tendance observée sur ce contact est la même que celle observée sur les autres contacts monométalliques, ces résultats suggèrent que la température de ramollissement du rhodium se situe aux environs de 360°C.

Nous observons donc des comportements très proches entre les différents contacts monométalliques : la température maximale de contact augmente avec le courant jusqu'à atteindre un niveau de saturation qui correspond à la température de ramollissement du matériau en présence.

6.1.2 CONTACTS BIMÉTALLIQUES

Un comportement très différent est observé pour les contacts bimétalliques. Les résultats obtenus sur les contacts Au/Ru et Au/Ni sont présentés respectivement sur la Figure 100 et la Figure 101.

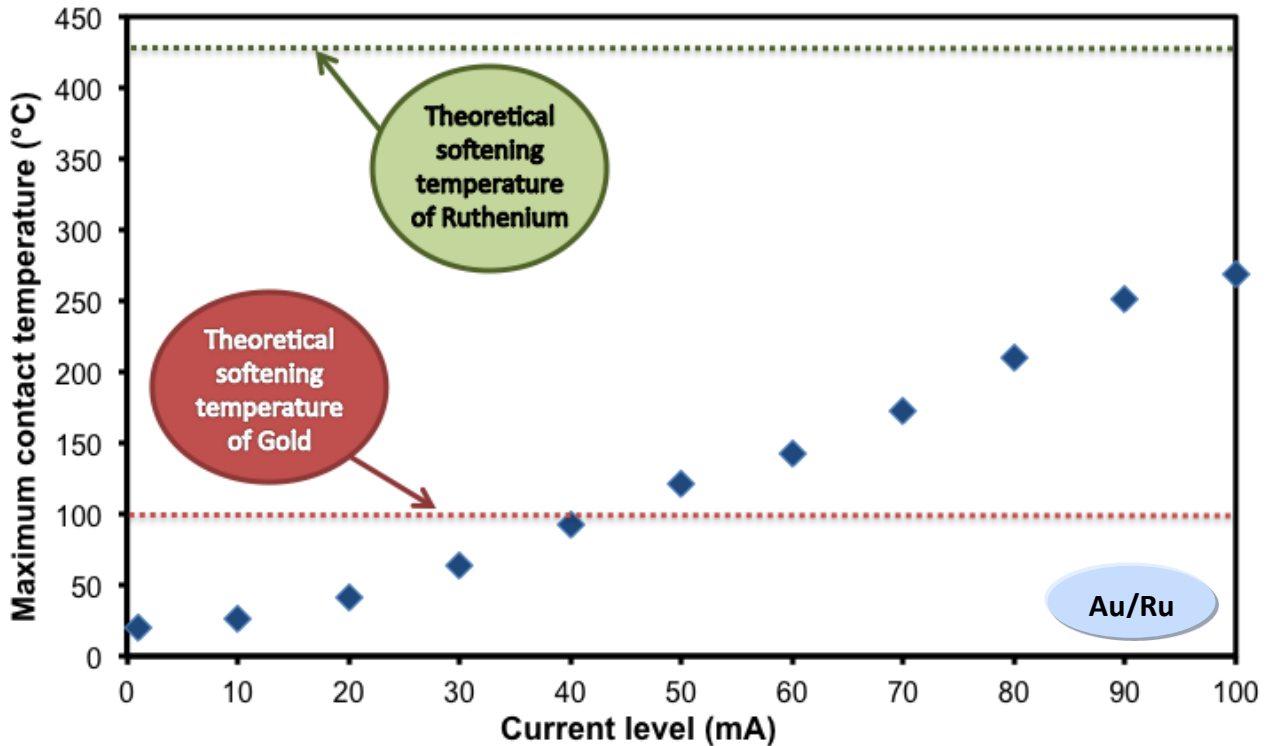


Figure 100 - Evolution de la température de contact en fonction du courant dans le contact Au/Ru à charge maximale ($F_c = 145 \mu N$)

En effet, la température maximale atteinte dans le contact Au/Ru augmente progressivement à chaque pas de courant, sans observer le phénomène de saturation apparu pour les contacts monométalliques. Pourtant, la température de ramollissement de l'or est dépassée à partir de 50 mA. Cependant, la température de ramollissement du ruthénium n'est pas atteinte dans la jonction bimétallique. Ce comportement singulier diffère de ceux observés sur les contacts monométalliques.

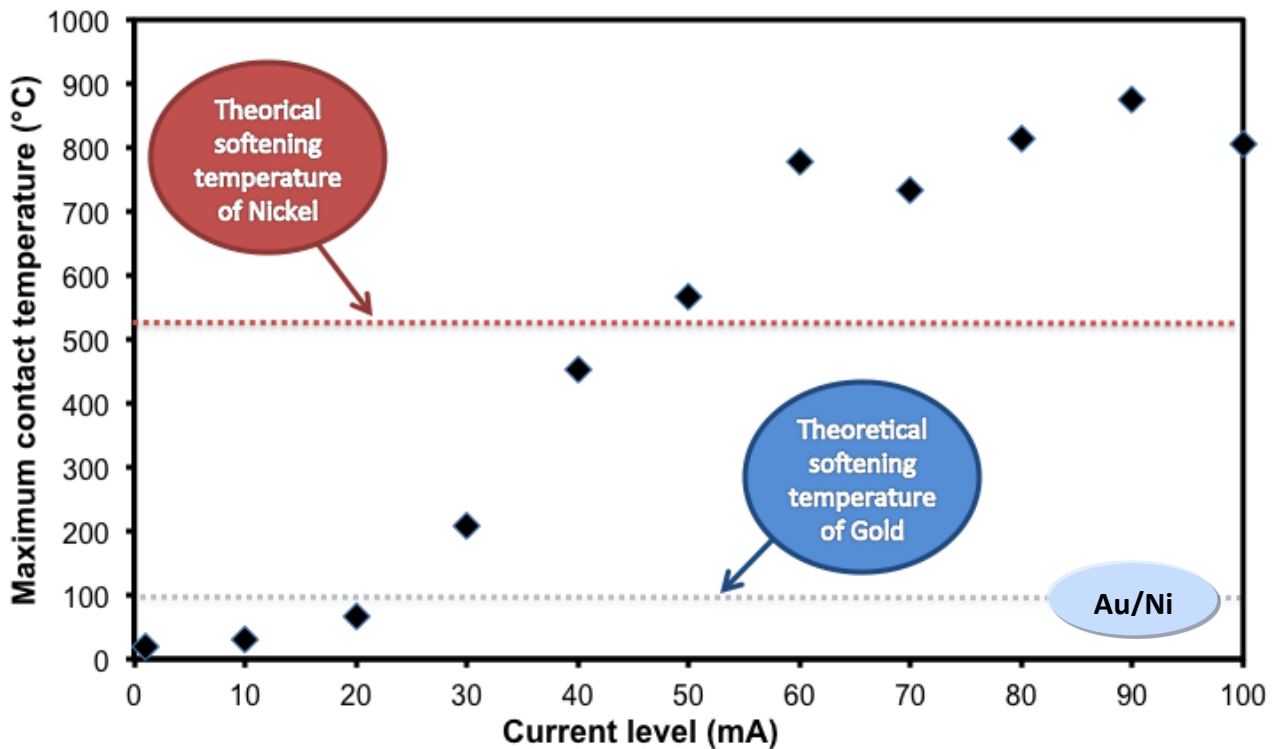


Figure 101 - Evolution de la température de contact en fonction du courant dans le contact Au/Ni à charge maximale ($F_c = 250 \mu\text{N}$)

Dans le contact Au/Ni, la température maximale de contact augmente progressivement jusqu'à 60 mA pour cette fois-ci saturer autour de 800°C. On observe ici le même comportement que dans les contacts monométalliques, à la différence près que cette température seuil ne correspond pas aux températures de ramollissement des matériaux de contact en présence. En effet, la température de ramollissement de l'or se situe à environ 100°C, et celle du nickel à 520°C. On peut remarquer que la saturation de la température maximale de contact intervient pour un niveau de courant à partir duquel le comportement électromécanique du contact Au/Ni évolue sur la Figure 91. En effet, à partir de 60 mA, la résistance de contact à charge maximale commence à nouveau à décroître à chaque niveau de courant croissant.

6.1.3 CONCLUSION

En conclusion, on relève que la saturation de la température de contact à courant croissant correspond à la température de ramollissement des matériaux présents dans les jonctions monométalliques pour l'or et le ruthénium. Par analogie, la température de transition du rhodium est estimée à 360°C. On remarque également que l'apparition de ce phénomène engendre une évolution du comportement électromécanique des microcontacts pour les deux types de jonction

(monométalliques et bimétalliques). Une modification du mode de déformation des aspérités intervient donc à l'interface de contact à partir d'un courant limite, lorsque la température maximale à l'intérieur de la jonction cesse d'augmenter régulièrement avec le niveau de courant. En effet, la résistance de contact chute fortement au début de la phase de charge pour ensuite décroître plus faiblement en fonction de la charge croissante lorsque la température de ramollissement est atteinte dans les jonctions monométalliques. Malgré l'augmentation de la densité de courant au niveau de la constriction, la température de contact se stabilise autour de la température de ramollissement, entraînant l'établissement d'une aire de contact relativement large au début de la phase de charge. Cet accroissement de l'aire de contact a pour effet de réduire la pression appliquée sur les aspérités de contact lorsque que la charge continue de croître. Les surfaces de contact sont donc majoritairement déformées au tout début de la phase de charge. Nous étudierons ce phénomène de déformation thermomécanique des aspérités au paragraphe 7.1. Par ailleurs, on observe des comportements très différents pour les contacts bimétalliques. En effet, une propriété intrinsèque aux contacts bimétalliques semble repousser la température de nivellement à charge maximale. Ce phénomène sera discuté au paragraphe 6.3

6.2 PRISE EN COMPTE DU TRANSPORT BALISTIQUE DANS LE CALCUL DE LA TEMPERATURE DE CONTACT

A l'échelle des microcontacts, on atteint très vite les limites des lois de la physique classique. En effet, les rayons des aires de contacts effectives sont de l'ordre de la dizaine de nanomètres. Ainsi, le transport des électrons à travers la constriction de contact n'est plus exclusivement diffusif, comme évoqué au paragraphe 3.1.2.1 [2]. Lorsque le rayon effectif des contacts se rapproche du libre parcours moyen des électrons dans les métaux, le courant est restreint par la diffusion des électrons dans le réseau cristallin, ainsi que par les limites de la constriction. Le transport balistique des électrons à l'interface de contact ne transfère théoriquement pas de chaleur au réseau métallique à l'intérieur de la constriction [3]. En effet, le passage d'un électron balistique au travers la constriction se fait de manière quasi-élastique, sans perte d'énergie. Les phénomènes d'échauffement des microcontacts diffèrent donc à l'échelle nanoscopique.

Nous allons ainsi comparer la température maximale atteinte dans le contact calculée d'après la théorie classique à celle calculée en incluant l'effet induit par la résistance de Sharvin sur l'échauffement du contact. Dans ce dernier modèle analytique, on extrait le rayon effectif de contact à partir de la résistance de contact mesurée à charge maximale

(cf. équations 17, 22 et 26). Ainsi, nous pouvons séparer la contribution de la résistance de Maxwell R_M et celle de Sharvin R_S dans la résistance totale de contact R_W pour ensuite les injecter dans le modèle de Jensen (cf. équation 52).

6.2.1 CONTACTS MONOMÉTALLIQUES

Les températures maximales de contact calculées à partir des deux modèles précédemment cités sont reportées dans la Figure 102 pour les contacts Au/Au, Ru/Ru et Rh/Rh.

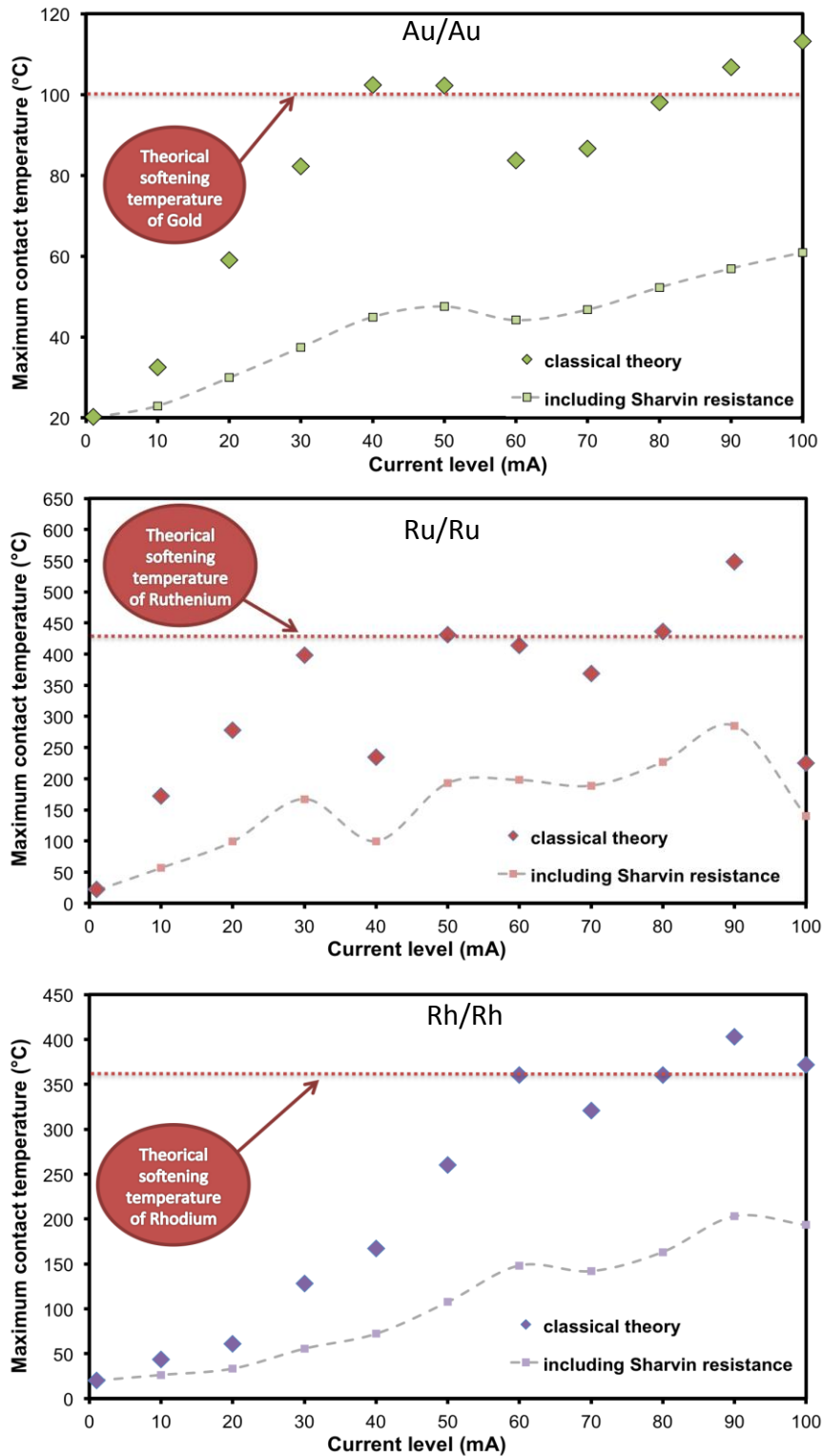


Figure 102 – Températures maximales dans les contacts Au/Au, Ru/Ru et Rh/Rh en fonction du niveau de courant dans le cas de la théorie classique et en incluant l'influence du transport balistique des électrons

Pour ces trois contacts monométalliques, on observe avec le modèle de Jensen le phénomène de nivellement de la température maximale de contact décrit dans le paragraphe précédent. Seulement, les valeurs pour lesquelles la température cesse d'augmenter régulièrement sont bien plus faibles en utilisant le modèle de Jensen par rapport à la théorie classique. En effet, l'effet Joule a été amputé d'une partie de la contribution de la résistance de contact, à savoir, celle de la résistance de Sharvin. Ainsi, les températures de ramollissement sont identifiables dans le modèle de Jensen mais bien plus faibles que celles communément reportées dans la littérature. Le Tableau 12 permet de comparer les différentes températures de ramollissement calculées en fonction des modèles utilisés.

Tableau 12 – Tableau comparatif du calcul des températures de ramollissement calculées selon le modèle classique et le modèle de Jensen

Nature du métal	Température de ramollissement (modèle classique)	Température de ramollissement (modèle de Jensen)
Au	~ 100°C	~ 47°C
Ru	~ 430°C	~ 190°C
Rh	~ 360°C	~ 150°C

A notre connaissance, il n'existe pas de valeurs de température de ramollissement publiées pour le ruthénium et le rhodium, calculées à partir du modèle de Jensen, nous permettant de comparer nos résultats. Cependant, pour l'or, Jensen calcule une température de ramollissement aux alentours 60-70°C [4]. Cette température est inférieure à la température de ramollissement que l'on trouve généralement dans la littérature. De plus, la température de ramollissement calculée lors de nos essais avec ce nouveau modèle est inférieure d'environ 20°C à celle rapportée par Jensen.

6.2.2 CONTACTS BIMÉTALLIQUES

Dans le cas des contacts bimétalliques, les calculs de la température maximale atteinte dans les microcontacts sont reportés sur la Figure 103 en fonction de la théorie classique et du modèle de Jensen.

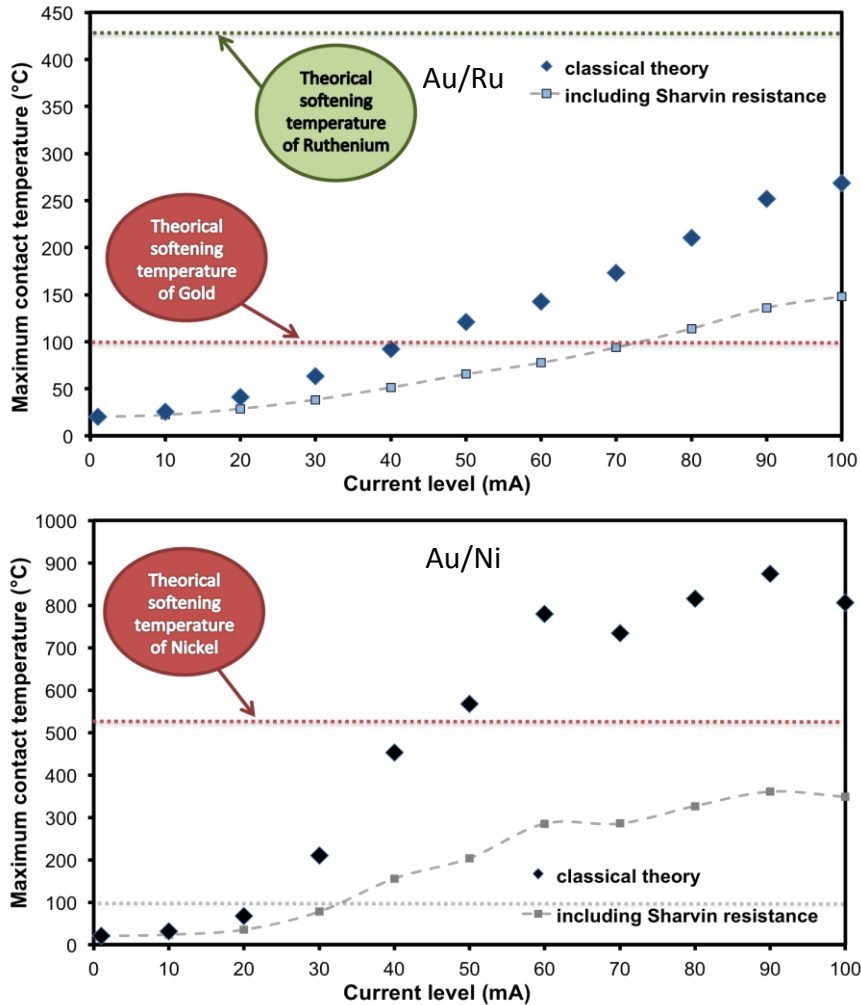


Figure 103 – Températures maximales dans les contacts Au/Ru et Au/Ni en fonction du niveau de courant dans le cas de la théorie classique et en incluant l’influence du transport balistique des électrons

On observe les mêmes phénomènes que ceux décrits au paragraphe 6.1.2 pour ce modèle. En effet, l’accroissement de la température de contact maximale est observé pour le contact Au/Ru sans phénomène de saturation avec l’augmentation du courant. La température à charge maximale est de 148°C dans le modèle de Jensen, alors qu’elle est égale à 268°C en utilisant la théorie classique. Ainsi, la température maximale ne dépasserait toujours pas la température classique de ramollissement du ruthénium dans ce dernier modèle.

De même la saturation de la température maximale dans le contact Au/Ni est ici observée. Cependant, la valeur de cette température limite atteint seulement 300°C dans le modèle de Jensen alors que l’on mesure une température d’environ 800°C en utilisant la théorie classique. Par ailleurs, cette température est supérieure à la température de ramollissement de l’or calculée

dans ce nouveau modèle. Nous allons voir dans le prochain paragraphe que ce phénomène singulier observé sur les contacts Au/Ru et Au/Ni est intrinsèquement lié à la configuration bimétallique de ces contacts.

6.2.3 CONCLUSION

Ainsi, les résultats obtenus avec le modèle de Jensen sont assez surprenants car les températures de saturation sont bien plus faibles que celles communément publiées dans la littérature. Jensen justifie cette disparité en supposant que le phénomène de saturation de la température ne correspond pas tout à fait au même phénomène physique que celui observé dans les macro-contacts. En effet, le ramollissement qui intervient aux températures généralement publiées correspond à un recuit permettant de réduire la dureté des *spots* de contact écrouis. L'écoulement plastique se produit ainsi lorsque des sources de dislocations piégées dans le matériau imparfait sont thermiquement activées et se propagent sous l'action de la contrainte. Dans le cas des microcontacts, où les volumes sollicités sont très faibles, il y a statistiquement moins de chances de rencontrer des sources de dislocations. Il faut donc augmenter la taille du champ de pression pour activer les dislocations. Le mécanisme d'écrouissage décrit pour les macro-contacts n'est donc similaire pour les microcontacts. Ainsi, la température de saturation mesurée au paragraphe précédent correspondrait plutôt à une rupture des liaisons entre les métaux et les films isolants à la surface des électrodes, permettant de repousser plus facilement les films isolants de part et d'autre des aspérités de contact [4].

Cette hypothèse est appuyée par les observations réalisées au chapitre précédent, à savoir : l'évolution de la résistance de contact dans les micro-interrupteurs semble être dominée par la rupture de films isolants à la surface des électrodes à la différence des macro-interrupteurs. Il s'agirait du phénomène de « *B-fritting* » décrit par Holm [1] qui correspond à la croissance d'un *spot* de contact causée par la rupture de films isolants sous l'effet de la chaleur. Une autre hypothèse serait que le ramollissement des aspérités nanométriques de contact interviendrait à des températures plus faibles. En effet, on peut lire dans la littérature qu'une diminution de la température de fusion est observée pour des petites particules d'or attribuée à des effets de tailles à l'échelle nanoscopique [5]. Ces hypothèses paraissent donc probables mais ne sont pas totalement satisfaisantes. En effet, les températures de saturation calculée dans la théorie classique correspondent aux valeurs de température de ramollissement reportées dans la littérature pour les macro-contacts.

On peut également remettre en cause l'interpolation de la fonction Gamma du modèle de Wexler (équation 27) : il existe peut-être un transport quasi-balistique des électrons qui n'est pas pris en compte dans les modèles, et qui libérerait de l'énergie dans la constriction.

En conclusion, dans l'état actuel de nos connaissances, il nous est impossible de trancher entre ces différentes hypothèses. Par conséquent, nous utiliserons les deux modèles en parallèle dans la suite de ce chapitre car dans les deux cas, un phénomène physique de saturation de la température de contact est observé.

6.3 LOCALISATION DE L'ISOTHERME MAXIMAL ET TEMPERATURE A L'INTERFACE DE CONTACT

En l'absence de dissymétrie des matériaux de contact, l'isotherme maximale se situe à l'interface du contact [1]. Cependant, lorsqu'une jonction est constituée de deux métaux différents, on observe deux phénomènes qui vont contribuer à éloigner l'isotherme de l'interface de contact : (1) la différence de résistivités entre les deux matériaux de contact va perturber le passage des électrons dans la constriction en décalant les surfaces équipotentielles vers le contact le plus résistif (2) le contact entre deux métaux de nature différente va faire apparaître un effet thermoélectrique ou effet Peltier à l'interface de contact. Ces effets, souvent négligés dans les contacts macroscopiques, vont avoir une influence primordiale dans les microcontacts bimétalliques. Nous étudions dans cette partie ces phénomènes afin de calculer la localisation de l'isotherme maximale en utilisant le modèle simple d'une mono-aspérité de contact.

6.3.1 MODÉLISATION ANALYTIQUE

6.3.1.1 CONTACT ENTRE DES ELECTRODES DE RESISTIVITES DIFFERENTES

Lorsqu'un courant traverse une jonction bimétallique, la température maximale atteinte dans la constriction ne se situe plus à l'interface de contact mais dans l'électrode de plus grande résistivité. Ce phénomène est directement lié à la relation de Wiedemann-Franz (équation 45). En considérant les résistivités ρ_1 du métal 1 et ρ_2 du métal 2, avec $\rho_2 > \rho_1$, et Δz la distance entre l'isotherme maximale et l'interface de contact, les résistances de constriction de part et d'autre de la surface la plus chaude sont équivalentes [1]. Ainsi, nous obtenons l'expression de Δz tel que :

$$\frac{\Delta z}{a} = \tan \frac{\pi}{4} \sqrt{1 - \frac{\rho_2}{\rho_1}} \quad \text{Équation 55}$$

Pour ce phénomène, la distance Δz va donc dépendre du rayon de contact a et du rapport entre les résistivités des matériaux de la jonction.

6.3.1.2 EFFET THERMOÉLECTRIQUE

Considérons le déplacement des porteurs d'un métal M1 vers un métal M2, où le niveau d'énergie des porteurs de M1 est plus élevé que dans M2 (cf. la Figure 104). Afin de restaurer l'équilibre entre les deux matériaux, on apporte un surplus d'énergie à M2. Un tel transport d'énergie correspond à ce que l'on appelle l'effet thermoélectrique.

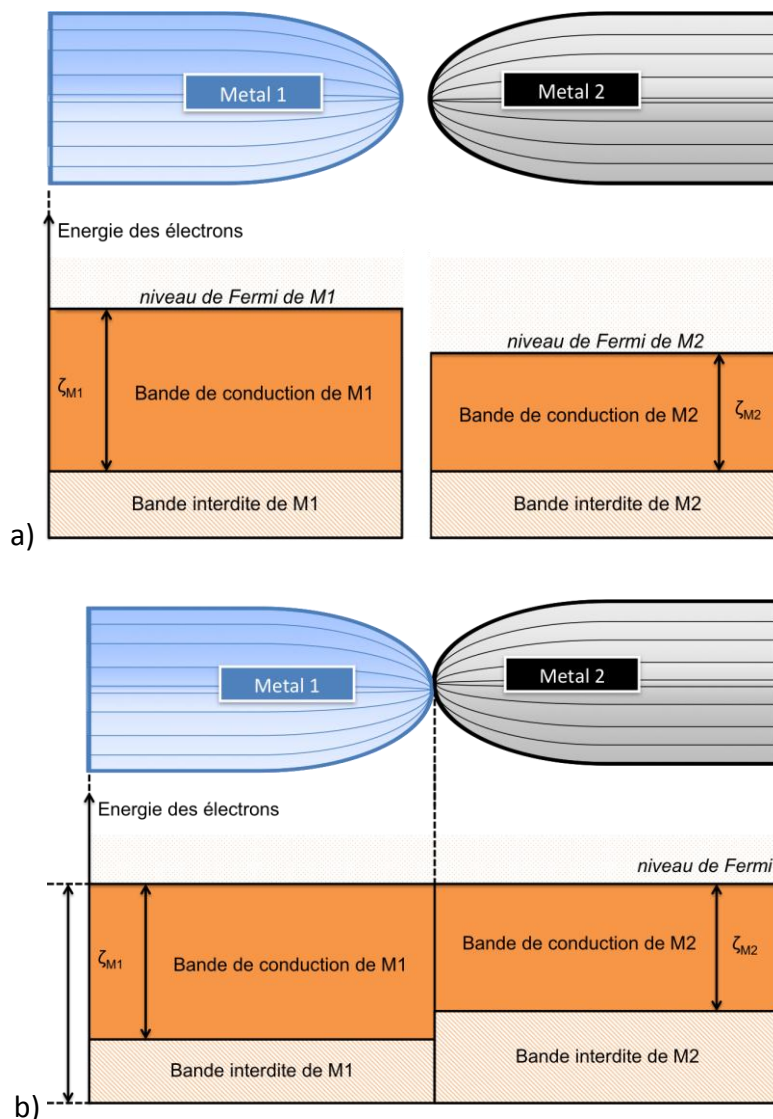


Figure 104 – Etat des bandes de conduction dans une jonction entre deux métaux M1 et M2 a) avant contact et b) après contact où ζ_{M1} et ζ_{M2} correspondent respectivement à la hauteur du niveau de Fermi par rapport à la limite basse de la bande de conduction

Comme nous pouvons l'observer sur la Figure 104, la densité de porteur dans la bande de conduction de M1 est supérieure à celle de M2. Afin de rétablir l'équilibre lors de la mise en contact des deux membres (sans appliquer de tension extrinsèque au système), les niveaux de Fermi des deux métaux s'alignent, rehaussant ainsi les niveaux moyens d'énergie des électrons de M2. L'effet thermoélectrique résulte de l'ajustement des bandes de conduction de M1 et M2 à l'interface de contact. Il apparaît donc une légère différence de potentiel entre les deux matériaux qui permet cet ajustement.

On considère un rayon de contact circulaire a dans une jonction impliquant un métal 1 et un métal 2 pour lesquels les résistivités sont telles que $\rho_1 < \rho_2$. La température maximale de contact est donc située dans le métal 2 à une distance Δz de l'interface physique de contact. La relation entre cette distance Δz et le rayon effectif de contact a_{eff} est de la forme [6] :

$$\frac{\Delta z}{a} = \frac{\rho_2 + \rho_1}{2\rho_2} \frac{\Delta V}{V_C} \frac{\pi}{2} \frac{\pi}{2} \quad \text{Équation 56}$$

où V_C correspond à la différence de potentiel mesurée aux bornes du contact et ΔV à la différence de potentiel induite par l'effet thermoélectrique tel que :

$$\Delta V = \varepsilon_1 - \varepsilon_2 (T - T_0) \quad \text{Équation 57}$$

où ε_1 et ε_2 correspondent respectivement aux pouvoirs thermoélectriques absolus du métal 1 et du métal 2, T correspond à la température de contact et T_0 à la température ambiante. Les pouvoirs thermoélectriques absolus des différents métaux mis en jeu sont reportés dans le Tableau 13.

Tableau 13 - Pouvoirs thermoélectriques absolus des différents matériaux de contact [7]

Matériaux de contact mis en jeu	Pouvoir thermoélectrique absolu ε ($\mu\text{V/K}$)
Au	0,82
Ru	0,3
Ni	8,5

Ainsi, la différence de potentiel entre les deux matériaux générée par effet Peltier va déplacer l'isotherme maximale en dehors de l'interface de contact.

6.3.1.3 CAS GÉNÉRAL

En considérant un rayon de contact effectif a_{eff} calculé grâce au modèle de Wexler, le décalage de l'isotherme induit par l'effet thermoélectrique va s'ajouter à l'équation 55 tel que :

$$\Delta z = a_{eff} \frac{\rho_2 + \rho_1}{2\rho_2} \frac{\Delta V}{V_c} \frac{\pi}{2} \frac{1}{2} + \tan \frac{\pi}{4} \left(1 - \frac{\rho_2}{\rho_1} \right) \quad \text{Équation 58}$$

Cependant, l'influence de l'effet thermoélectrique va être faible comparée à celle du phénomène décrit au paragraphe 6.3.1.1. L'isotherme maximale sera donc situé dans le métal le plus résistif. Par ailleurs, on suppose que les deux électrodes de contact obéissent toujours à la loi de Wiedemann-Franz. Par conséquent, la distribution de la température autour de l'isotherme maximale restera essentiellement symétrique.

La Figure 105 illustre le déplacement de la température maximale dans une constriction entre un contact monométallique et bimétallique.

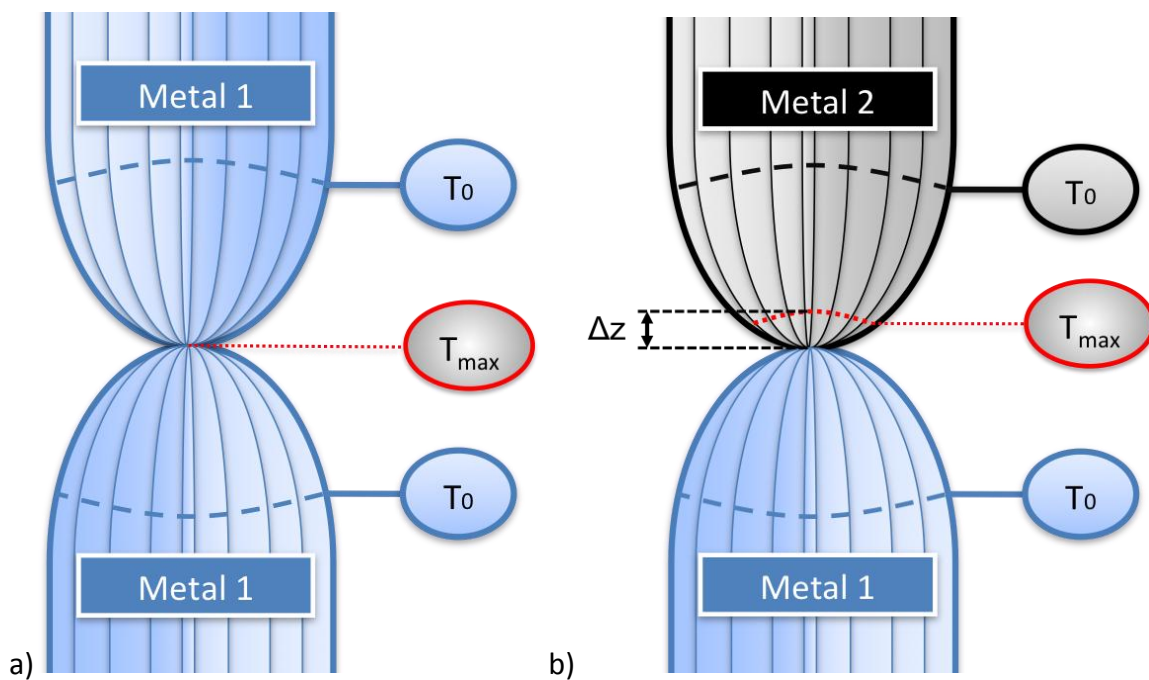


Figure 105 - Schéma illustrant la distribution de température a) dans un contact monométallique b) dans un contact bimétallique entre deux métaux M1 et M2 avec des résistivités et des duretés différentes ($H_{metal2} \gg H_{metal1}$ and $\rho_{metal2} \gg \rho_{metal1}$)

On en conclut donc que les isothermes maximales précédemment calculés pour les contacts Au/Ru et Au/Ni sont respectivement situées dans le ruthénium et le nickel.

Il s'agit maintenant de savoir qu'elle est la température à l'interface de contact dans les jonctions bimétalliques. Un modèle développé par Timsit nous permet de calculer la différence de température entre l'isotherme maximale et les surfaces de contact [6]. On considère toujours un contact bimétallique dans lequel la résistivité du matériau 2 est supérieure à celle du matériau 1 formé par un spot unique de contact circulaire de rayon effectif a_{eff} traversé par un courant I_C . La puissance générée ΔP dans la portion de contact d'épaisseur Δz du matériau 2 peut s'écrire :

$$\Delta P \sim \rho_2 \frac{\Delta z}{\pi a_{eff}^2} I_C^2 \quad \text{Équation 59}$$

où ρ_2 correspond à la résistivité du matériau 2. Par ailleurs, le taux de perte de chaleur ΔQ entre l'interface de contact et le disque de rayon Δz correspond à :

$$\Delta W \sim \lambda_2 \frac{\pi a_{eff}^2}{\Delta z} T_{max} - T_{interface} \quad \text{Équation 60}$$

où λ_2 correspond à la conductivité thermique du matériau 2, T_{max} la température maximale localisée à l'intérieur du matériau 2 à une distance Δz de l'interface de contact et $T_{interface}$ la température de l'isotherme situé à l'interface de contact. Ainsi, à l'équilibre thermique, on a $\Delta P = \Delta W$, permettant d'écrire :

$$T_{max} - T_{interface} = \frac{\rho_2}{\lambda_2} \frac{\Delta z}{\pi a_{eff}^2} I_C^2 \quad \text{Équation 61}$$

Nous allons donc pouvoir étudier la localisation de l'isotherme maximale ainsi que la température à l'interface de contact pour les deux contacts bimétalliques testés, en fonction du modèle ohmique précédemment décrit, puis en adaptant ce modèle à la conduction quasi-balistique observée dans les microcontacts.

6.3.2 RÉSULTATS ET ANALYSES

6.3.2.1 MODÈLE OHMIQUE

Le calcul de la distance Δz de la température maximale de contact par rapport l'interface physique des contacts Au/Ru et Au/Ni est reporté sur la Figure 106. Ces résultats sont obtenus à partir de la modélisation classique de la température de contact, sans prendre en compte l'influence de la résistance de Sharvin.

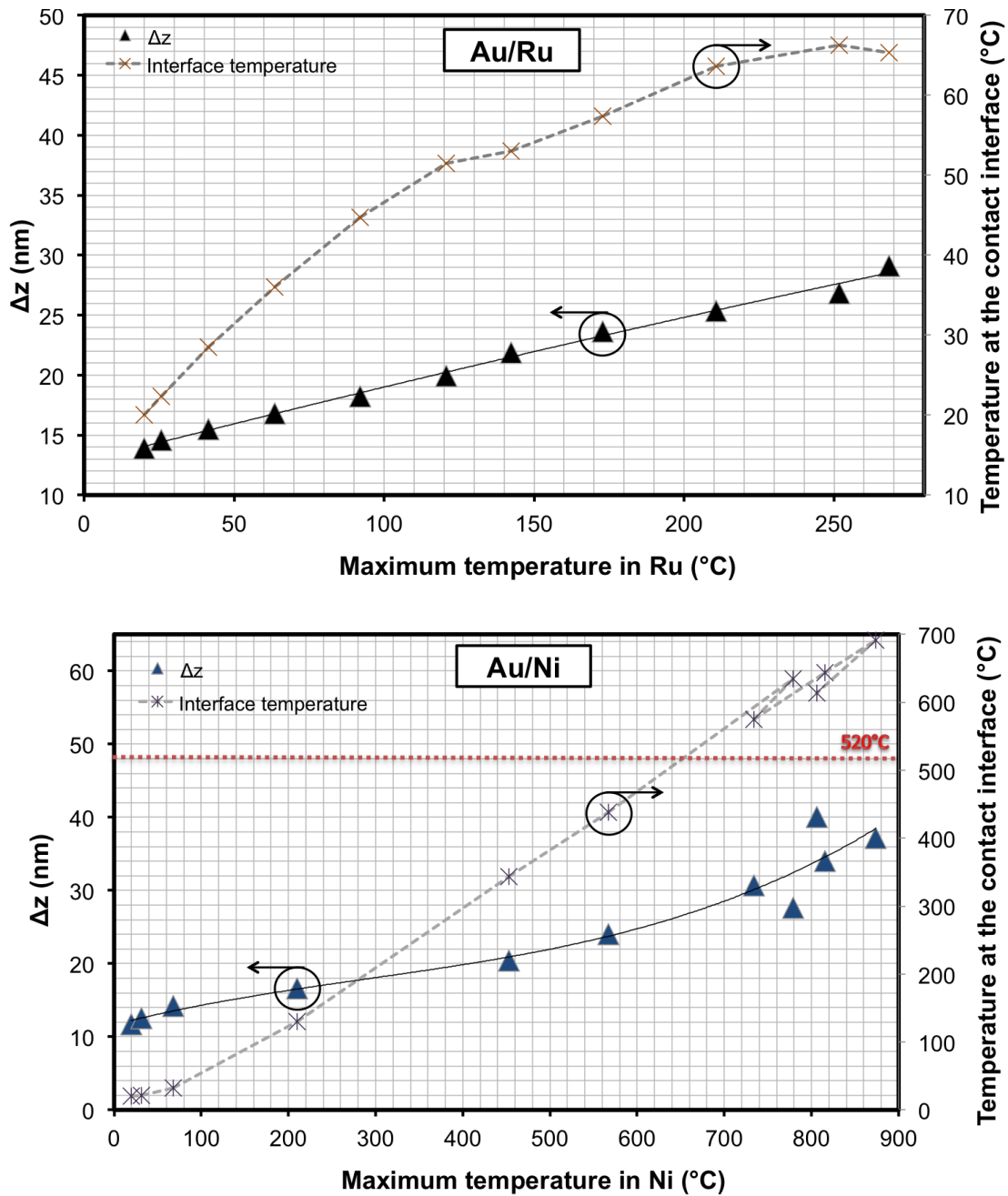


Figure 106 Localisation de l'isotherme maximale dans le ruthénium et le nickel par rapport à l'interface de contact en fonction de l'isotherme maximale et de la température à l'interface de contact pour les couples Au/Ru et Au/Ni

Dans les deux cas, on remarque que la température maximale se situe toujours à l'intérieur des couches de ruthénium et de nickel ($\Delta z_{MAX} \sim 29,1$ nm pour le contact Au/Ru et $\Delta z_{MAX} \sim 40$ nm pour le contact Au/Ni). Pour le contact Au/Ru, on atteint une température maximale à l'interface de 66°C, alors que l'isotherme maximale dans le ruthénium est égale à 268°C. Ces résultats nous montrent que la température de ramollissement de l'or, calculée selon le modèle classique ($T_{softening} \sim 100^\circ\text{C}$) n'est jamais atteinte à l'interface de contact. Ceci explique donc la stabilité du

contact Au/Ru face à l'augmentation du courant dans la constriction. En effet, nous avons vu précédemment que le comportement électromécanique des contacts monométalliques est largement modifié lorsque la température de ramollissement est atteinte à l'interface de contact. Pour le contact Au/Ni, l'isotherme de l'interface atteint 692°C alors que la température maximale dans le nickel est de 874°C. La température de ramollissement de l'or est atteinte à l'interface de contact à partir d'une température de 209°C dans le nickel. Le courant circulant dans le contact à cette température est égal à 30 mA (cf. Figure 101). Cependant, la température de ramollissement du nickel est atteinte à l'interface de contact lorsque la température à l'intérieur du nickel est égale à 779°C pour un courant de 60 mA. Cet événement correspond exactement au phénomène de saturation observé sur la Figure 101. On en déduit donc que ce phénomène observé sur le contact Au/Ni correspond au ramollissement des surfaces de contact, comme pour les jonctions monométalliques.

6.3.2.2 TRANSPORT MIXTE

Dans cette partie, nous intégrons l'influence des électrons quasi-balistiques à partir de l'équation 58 tel que :

$$\Delta z = \alpha_{eff} \frac{\rho_2 + \rho_1}{2\rho_2} \frac{\Delta V}{\phi_M} \frac{\pi}{2} + \tan \frac{\pi}{4} \left(1 - \frac{\rho_2}{\rho_1} \right) \quad \text{Équation 62}$$

où ϕ_M correspond au potentiel relié à la résistance de Maxwell tel que :

$$\phi_M = I_C \Gamma K R_M \quad \text{Équation 63}$$

Les résultats obtenus sur les contacts Au/Ru et Au/Ni avec cette nouvelle équation sont présentés sur la Figure 107. Nous avons également reporté sur cette figure la température à l'interface de contact.

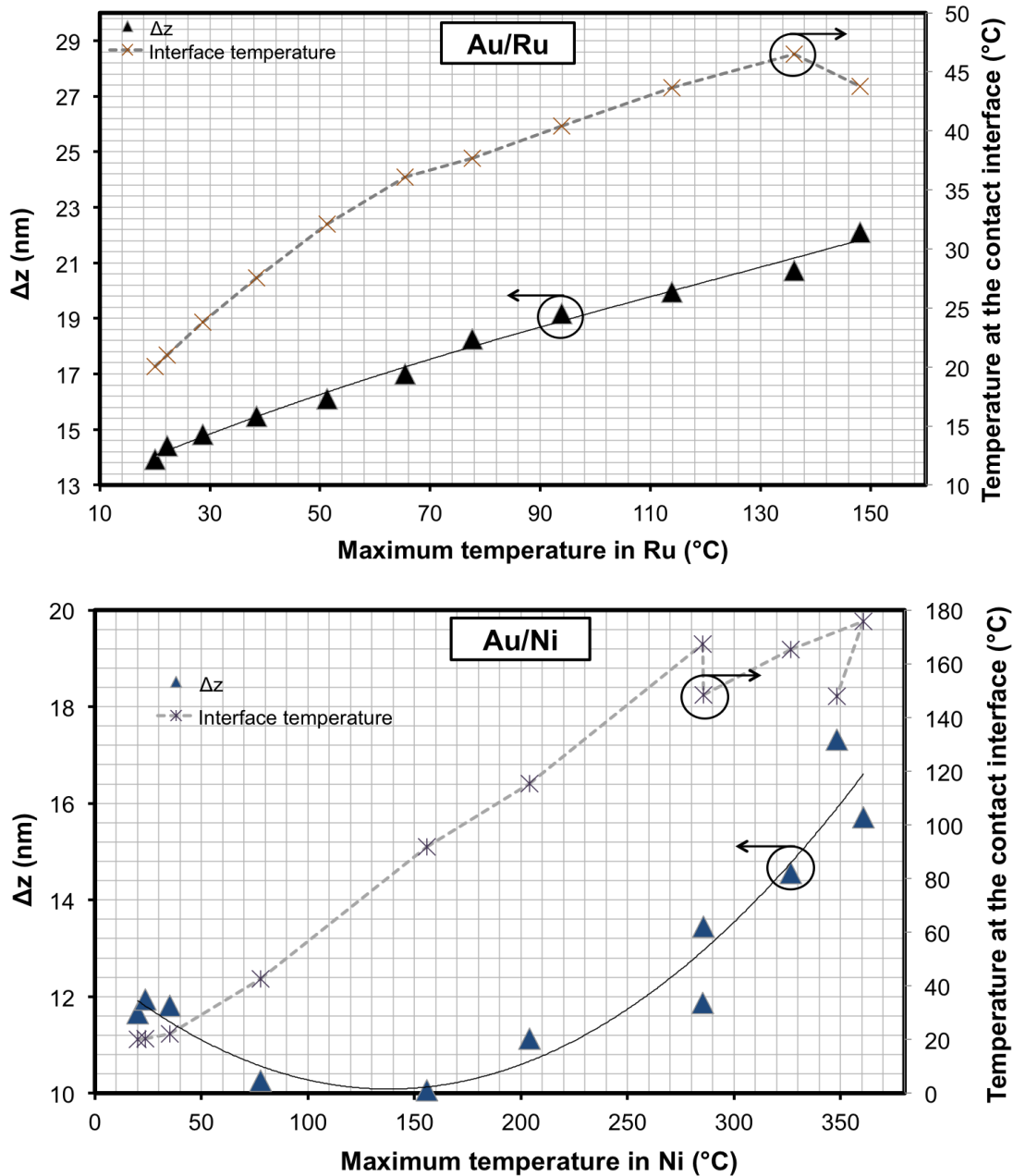


Figure 107 – Localisation de l’isotherme maximale dans le ruthénium et le nickel par rapport à l’interface de contact en fonction de l’isotherme maximale et de la température à l’interface de contact pour les couples Au/Ru et Au/Ni

On observe tout d’abord que la distance Δz est légèrement diminuée en tenant compte du transport balistique des électrons ($\Delta z_{MAX} \sim 22,1$ nm pour le ruthénium et $\Delta z_{MAX} \sim 17,3$ nm pour le nickel). L’étude la température maximale du contact Au/Ru à l’interface des deux matériaux est égale à 46°C. Ainsi, la température de saturation de l’or précédemment mesurée (cf. Tableau 12) ne serait pas atteinte dans la constriction. Pour le contact Au/Ni, nous n’avons pas de référence quant à la valeur de saturation du nickel dans le modèle de Jensen. Il est donc difficile de tirer des

conclusions de cette figure. Néanmoins, on observe que le phénomène de saturation est atteint pour une température de 167°C à l'interface de contact. En supposant que le modèle de Jensen est correct et au vu des résultats obtenus au paragraphe 6.3.2.1, cette température correspondrait donc à la température de ramollissement du nickel lorsqu'on tient compte du transport balistique des électrons dans la constriction.

6.3.3 DISCUSSION

Les modélisations de la température de contact effectuées précédemment nous permettent enfin d'expliquer les phénomènes singuliers observés à l'interface de contact sur les jonctions bimétalliques. Cependant ces résultats demeurent une première approximation. En effet, certains éléments n'ont pas pu être pris en compte dans ces modèles.

Tout d'abord, la loi Wiedemann-Franz suppose que les conductivités électriques et thermiques sont déterminées par le même libre parcours moyen des collisions entre les électrons de conduction et le réseau cristallin. Cependant, les pertes d'énergie thermiques entraînées par ces collisions sont conduites par les vibrations des atomes dans la matrice métallique. Ces interactions perturbent parfois plus la conductivité thermique que la conduction électrique [6]. Ainsi, le libre parcours moyen associé à la conduction thermique et électrique des électrons n'est en réalité pas tout à fait identique. En conséquence, la loi de loi Wiedemann-Franz n'est souvent que partiellement valide. Par ailleurs, la présence de films isolants à la surface des contacts n'a pas été prise en compte dans ces modélisations. La difficulté majeure rencontrée pour intégrer l'influence des films isolants dans les modèles est la caractérisation de ces derniers. Des essais de caractérisation de ces films ont été réalisés à l'aide d'un système X-EDS (*X-Ray Energy Dispersive Spectrometry*) monté sur un MEB (Microscope Electronique à Balayage) et d'un SIMS (*Secondary Ion Mass Spectrometry*) et n'ont malheureusement pas donné de résultats exploitables. En effet, les épaisseurs de ces films étant de l'ordre de la dizaine d'Angstrom, il est très difficile de la mesurer, ainsi que de caractériser la nature de ces films qui peut être très diverse (nombreux composés avec des propriétés mécaniques et électriques très différentes). C'est pourquoi la conduction des électrons par effet tunnel à travers ces films n'a pas pu être prise en considération dans ces modélisations. De même l'effet Kolher [1] intrinsèque à la présence des films isolants (qui crée une légère dissymétrie des équipotentielles à l'interface de contact) n'a pu être pris en compte dans la distribution de la température à l'interface de contact.

Pourtant, le ruthénium et le nickel sont connus pour former très facilement des oxydes à la surface des contacts. La distribution de température à l'interface de contact peut donc être légèrement perturbée par la présence de ces films [8]. En effet, la dissipation thermique à travers les films d'oxyde dans les microcontacts entre en compétition avec la conduction thermique à travers les aspérités métalliques, et peut contribuer à limiter l'échauffement des spots de contact. Par exemple, Timsit relève dans le cas de « petites » aspérités de contact que la tension de fusion augmente en présence d'oxyde [9] (cf. Figure 108).

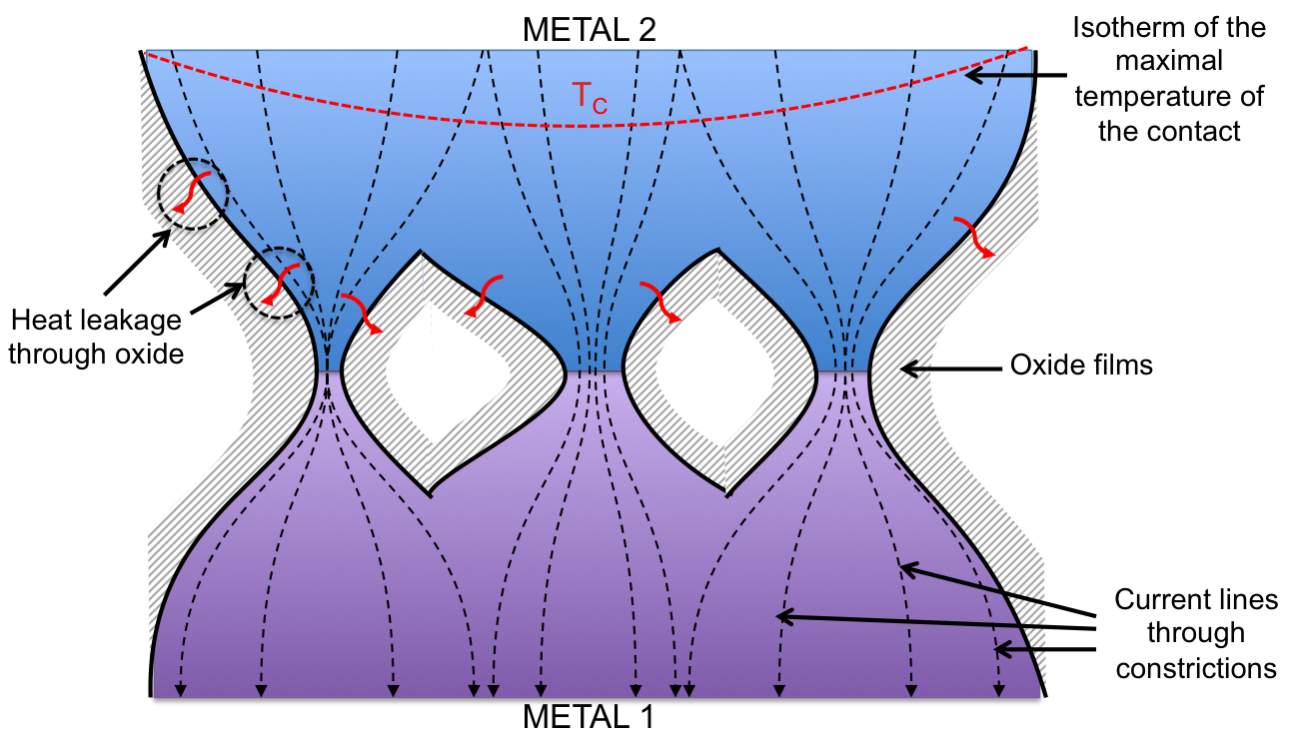


Figure 108 – Schéma représentant le rôle de l'oxyde dans la conduction thermique dans un contact métal 1/métal 2

Néanmoins, la conductivité thermique des films isolants est généralement bien plus faible que celle des matériaux métalliques. Au vu des résultats obtenus, on peut penser que la majorité du courant est transférée à travers les constriction métalliques aux tensions de contact appliquées dans ces tests, et que les pertes d'énergie dans les films isolants sont relativement faibles.

6.4 CONCLUSION

Nous avons tout d'abord calculé l'évolution de la température maximale de contact dans les jonctions métalliques en utilisant le modèle classique puis le modèle proposé par Jensen. Il s'avère difficile de déterminer lequel de ces deux modèles est le plus pertinent dans notre cas d'étude, car

la mesure directe de la température locale de contact à l'interface n'est pas encore possible au vu des moyens de caractérisation actuels. En effet, la résolution d'une caméra thermique n'est pas suffisante pour mesurer des gradients de température aussi localisés à l'échelle des microcontacts (le diamètre du spot est généralement supérieur un micron). A notre connaissance, très peu de publications ont utilisé le modèle de Jensen, et il est donc impossible de comparer nos résultats, à la différence du modèle classique. Nous conserverons donc dans la suite de ce manuscrit comme référence les valeurs de température calculées selon le modèle classique. Enfin, nous avons calculé la localisation de la température maximale de contact à l'intérieur de la jonction ainsi que la température à l'interface de contact. Nous avons observé qu'à la différence des jonctions monométalliques, la température maximale calculée au paragraphe 6.1.2 et 6.2.2 dans les contacts Au/Ru et Au/Ni se situe dans l'électrode la plus résistive. La température à l'interface de contact est donc inférieure à la température de contact maximale atteinte dans les contacts bimétalliques. Ces résultats permettent d'expliquer les comportements électromécaniques des différents microcontacts observés au chapitre 5 en fonction d'un courant croissant. Dans le prochain chapitre, nous étudierons l'impact de cet échauffement sur la fiabilité des microcontacts.

6.5 RÉFÉRENCES

- [1] R. Holm. *Electric contacts: Theory and applications*. Berlin: Springer (1969)
- [2] R.S. Timsit. *Electrical conduction through small contact spots*. IEEE Transactions on Components and Packaging Technologies, 29(4), pages 727-734 (2003)
- [3] L. Weber, M. Lehr and E. Gmelin. *Investigation of the transport properties of gold point contacts*. Phys. B : Condensed Matter, 217, pages 181-192 (1996)
- [4] B.D. Jensen, L.L.W. Chow, K.W. 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, 14(5), pages 935-946 (2005)
- [5] P. Buffat and J.P. Borel. *Size effect on the melting temperature of gold particles*. Physical Reviews A, 13(6), pages 2287-2298 (1976)
- [6] P.G. Slade. *Electrical contacts: principles and applications*. CRC (1999)
- [7] Ami Doduco. *Data Book of Electrical Contacts*. GmbH edition (2010)

- [8] Y. Sano and T. Kaneko. *Applicability and correction of the temperature-voltage relation in the case of point contact*. IEEE Trans. IEEE Transactions Components Hybrids and Manufacturing Technology Part A, 21, pages 345-351 (1998)
- [9] R.S Timsit. *On the Evaluation of Contact Temperature from Potential-Drop Measurements*. IEEE Transactions Components Hybrids and Manufacturing Technology, 6(1), pages 115-121 (1983)

Chapitre 7 – Impact de l'échauffement sur la fiabilité des microcontacts

Nous avons vu précédemment que l'échauffement des jonctions métalliques généré par l'augmentation du courant circulant dans la constriction avait des conséquences sur le comportement électromécanique des microcontacts. En effet, cette évolution de la température à l'intérieur de la constriction modifie le mode de déformation des aspérités à l'interface de contact. Nous allons donc étudier, dans ce dernier chapitre, l'impact de ces phénomènes électrothermiques sur la fiabilité des différents microcontacts à notre disposition.

Tout d'abord, une analyse des déformations thermomécaniques des aspérités à l'interface de contact sera réalisée à travers un test statique effectué sur un contact Au/Au. Ensuite, nous étudierons l'influence de l'augmentation de la température de contact sur les phénomènes de fluage des aspérités de contact, puis sur l'adhésion des microcontacts à l'ouverture. Enfin, des tests d'endurances seront réalisés sur les microcontacts à l'aide du banc de micro-flexion à différente température de contact. Ces résultats permettront de discuter des phénomènes induits par l'échauffement des microcontacts en revenant sur la fiabilité et le comportement électromécanique des différentes jonctions métalliques.

7.1 DEFORMATION THERMOMECHANIQUE A L'INTERFACE DE CONTACT

Nous avons évoqué au précédent chapitre l'existence d'une température seuil (inférieure à la température de fusion), spécifique à chaque matériau, qui modifie l'évolution de la résistance de contact en fonction de la force appliquée. D'après les résultats obtenus dans le paragraphe 6.1.1, cette température semble correspondre à la température de ramollissement des matériaux de contact mesurée dans les macro-interrupteurs selon le modèle classique. A fort courant, nous avons attribué la chute des résistances de contact mesurée dans les jonctions monométalliques à cette température spécifique. Afin de mieux comprendre l'impact de cette température sur le comportement électromécanique des microcontacts, nous étudions ici l'influence de l'augmentation de la température à l'interface du contact Au/Au sous une charge constante de $150 \mu\text{N}$ en incrémentant la tension de 1 mV toutes les secondes entre 5 mV et 108 mV . A la différence des essais précédemment décrits, le contact reste constamment fermé lorsqu'on augmente la tension. Les résultats de cet essai sont présentés sur la Figure 109. La température de contact représentée sur cette figure est calculée à partir de la tension de contact selon le modèle classique.

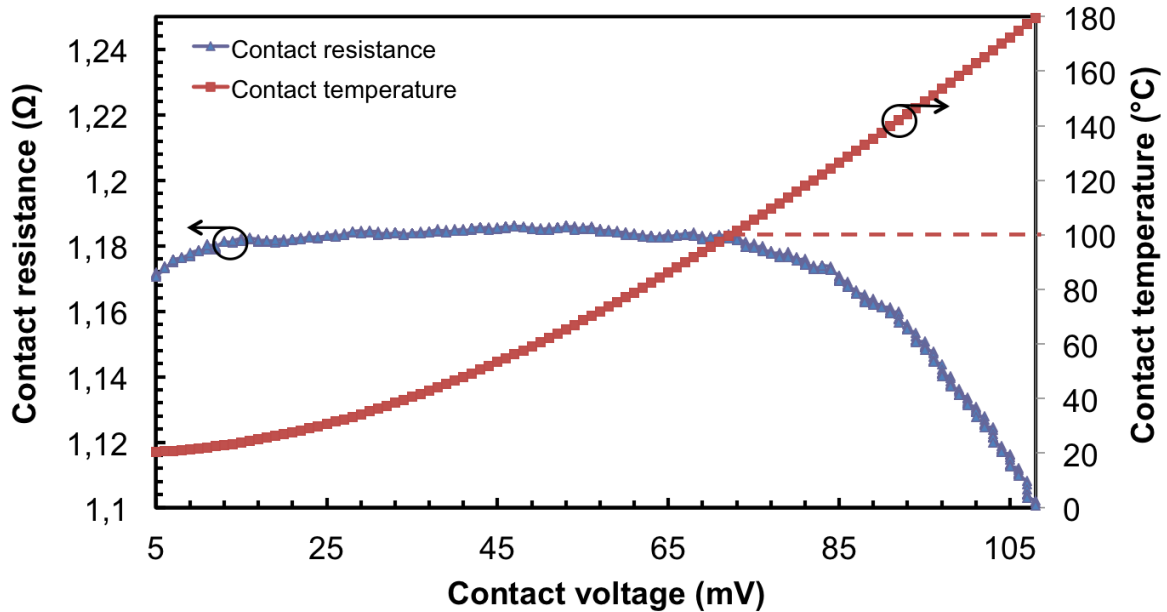


Figure 109 – Évolution de la résistance de contact en fonction de la tension aux bornes d'un contact Au/Au sous une charge constante de 150 μN . La température calculée à l'interface du contact est également reportée sur ce graphique.

La résistance de contact évolue peu de 5 mV à 70 mV. Au-delà, la résistance de contact décroît subitement en fonction de la tension appliquée. On remarque que cet événement survient lorsque la température de contact atteint 100°C (dans le modèle classique). Cette température correspond à la température de ramollissement de l'or dans les macro-contacts. La déformation des aspérités de contact à charge constante dépend essentiellement de la contrainte appliquée ainsi que de la température. La température de ramollissement a donc pour effet de diminuer la dureté mécanique des matériaux de contact. Ainsi, on observe qu'à charge constante, le taux de déformations plastiques des aspérités est plus élevé lorsque cette température seuil est atteinte. En considérant que les surfaces de contact sont polluées par des films isolants, nous avons vu aux chapitres 3 et 6 que la rupture de ces derniers par cisaillement est accélérée par la chute de la dureté.

Des relevés AFM réalisés sur le plot de contact Au/Au testé et un plot similaire non testé sont présentés sur la Figure 110 et la Figure 111.

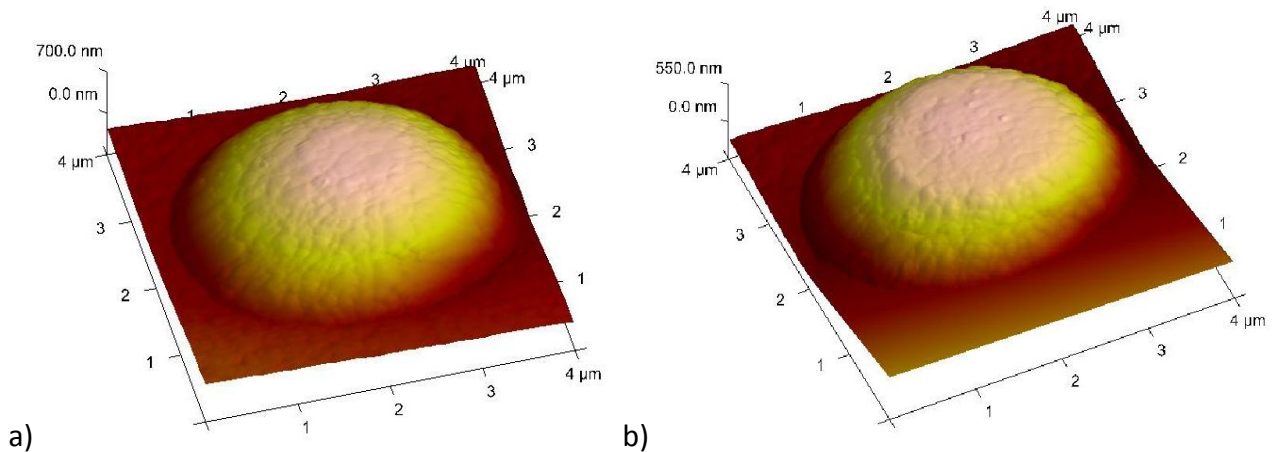


Figure 110 - Reconstitution 3D de relevé AFM réalisé sur (a) un plot de contact non testé et (b) après test (scan range 4x4 μm^2)

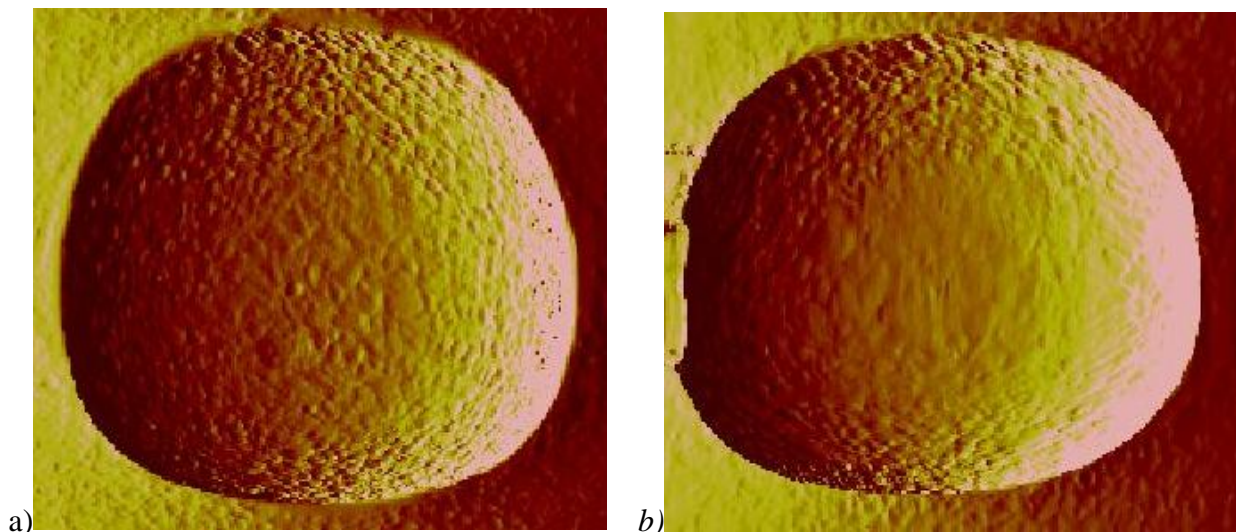


Figure 111 – Mesure de la rugosité par relevé AFM réalisé sur (a) un plot de contact non testé ($R_a = 18.1 \text{ nm}$ et $R_{MAX} = 114 \text{ nm}$) et (b) après test ($R_a = 13.8 \text{ nm}$ and $R_{MAX} = 90.0 \text{ nm}$) sur un contact Au/Au (scan range 4x4 μm^2)

On observe sur les relevées AFM que la rugosité du plot de contact a diminué et que les aspérités de contact ont été majoritairement écrasées. Aucune trace de fusion n'est observée à la surface du contact. Ceci confirme la déformation plastique de l'interface de contact consécutive au ramollissement des matériaux de contact.

7.2 PHENOMENES DE FLUAGE A LA FERMETURE DU CONTACT

Afin de poursuivre l'analyse de l'impact de la température de contact sur le comportement électromécanique du microcontact, les phénomènes de fluage des aspérités de contact à charge

constante sont étudiés dans ce paragraphe. Pour cela, le contact est maintenu fermé à force maximale pendant 40 secondes à chaque pas de courant lors des essais réalisés au chapitre 5. La résistance de contact obtenue au début du plateau dépend des déformations subies par les aspérités de contact lors de la phase de charge. En maintenant la force constante à la fin de la phase de charge, une variation de la résistance de contact est mesurée durant le temps de maintien. Il s'agit donc d'une déformation résiduelle des aspérités de contact à charge constante, qui va dépendre du temps. Ce phénomène viscoélastique correspond au fluage des surfaces de contact abordé au chapitre 2.

Les variations de résistance de contact mesurées entre le début et la fin du plateau de maintien sont directement reliées à la variation de l'aire de contact à charge constante. Nous avons précédemment vu que les sollicitations répétées des surfaces de contact, lors des commutations successives, entraînent des déformations plastiques résiduelles. Ces déformations augmentent progressivement les aires de contact effectives à charge maximale entre chaque cycle. Etant donné que la pression de contact diminue avec l'aire de contact pour une force constante, la déformation relative des aspérités est plus faible à chaque commutation. La déformation des aspérités à charge constante diminue donc avec la pression de contact à chaque cycle. Sans tenir compte des phénomènes d'échauffement à l'interface de contact, une décroissance progressive de la variation de résistance devrait être observée en fonction du nombre de cycles croissant. Cependant, on observe sur la Figure 112 que le phénomène de fluage dépend également du niveau de courant traversant les contacts monométalliques, et donc de la température de l'interface de contact. En effet, nous avons vu au chapitre 2 que le fluage d'un matériau est un phénomène thermiquement activé.

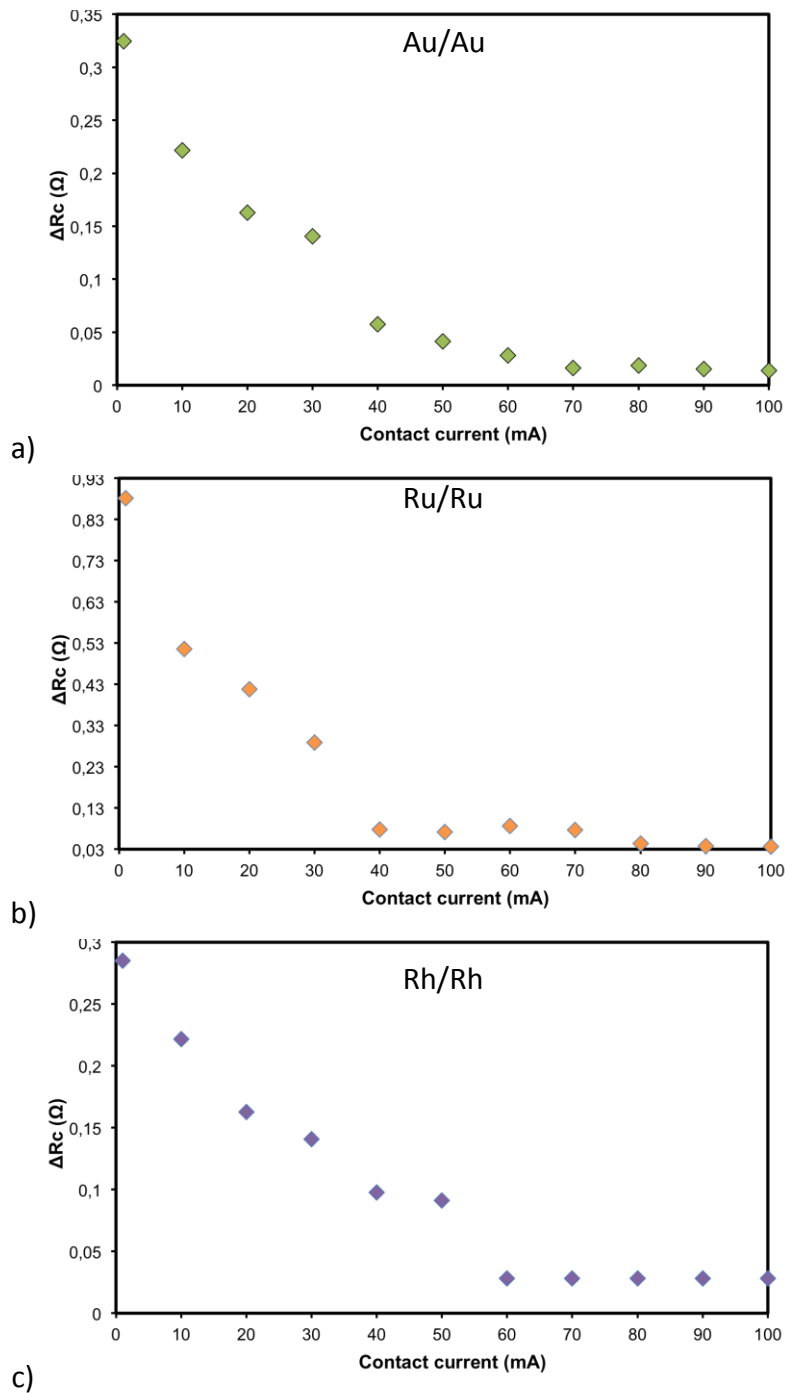


Figure 112 – Variation de la résistance de contact à force maximale durant le plateau de maintien ($t = 40$ s) pour les contacts a) Au/Au, b) Ru/Ru, et c) Rh/Rh

Dans le cas des contacts monométalliques (Au/Au, Ru/Ru et Rh/Rh), une décroissance régulière du phénomène de fluage est observée à faible courant entre chaque commutation. A partir d'un courant limite, on assiste à une inflexion du comportement qui correspond à une quasi-stabilisation du phénomène malgré l'augmentation du courant. Ces courants limites sont reportés dans le Tableau 14.

Tableau 14 - Courant de stabilisation du phénomène de fluage pour les contacts monométalliques

Configuration du contact	Courant limite de stabilisation
Au/Au	40 mA
Ru/Ru	40 mA
Rh/Rh	60 mA

Cette stabilisation des aires de contact est effectivement à mettre en relation avec la température de contact. En effet, on relève dans Tableau 14 que le fluage se stabilise lorsque la température de ramollissement est atteinte dans la jonction. Nous avons vu précédemment que lorsque l'échauffement à l'interface s'élève jusqu'à cette température seuil, les microcontacts sont majoritairement déformés au début de la phase de charge du contact. Ensuite, l'aire de contact varie peu lorsque la force appliquée augmente car la pression de contact a fortement diminué. Par ailleurs, nous savons que le phénomène de fluage dépend fortement de la contrainte appliquée (équation 36). Ainsi, le fluage diminue car la contrainte appliquée sur les spots de contact diminue. La variation de résistance de contact durant le plateau de maintien est donc beaucoup plus faible lorsque la température de ramollissement est atteinte dans la jonction.

Dans le cas des contacts bimétalliques, on observe sur la Figure 114 deux comportements distincts.

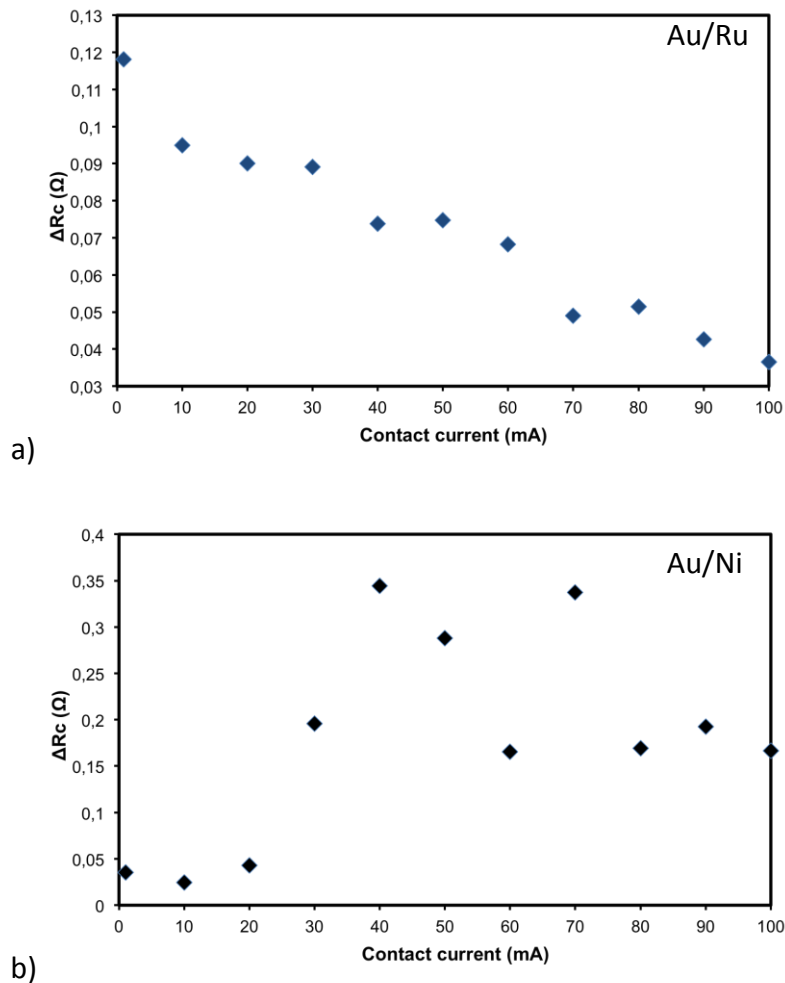


Figure 113 – Variation de la résistance de contact à force maximale durant le plateau de maintien ($t=40s$) pour les contacts a) Au/Ru, et b) Au/Ni

Pour le contact Au/Ru, le fluage diminue continuellement à chaque commutation avec l'augmentation du courant. La stabilisation observée dans les contacts monométalliques n'intervient pas. En effet, les résultats obtenus au chapitre 6 montrent que la température de ramollissement qui stabilise le fluage n'est pas atteinte à l'interface de contact pour les deux matériaux de contact, et ce malgré l'augmentation du courant. Ceci explique donc la décroissance progressive du phénomène de fluage en fonction des commutations successives.

Pour le cas du contact Au/Ni, nous avons vu au chapitre 5 que la résistance de contact augmente au cours des commutations à partir de 20 mA avant de décroître à nouveau à partir de 60 mA. Ainsi, les aires de contact ne diminuent pas progressivement en fonction du nombre de cycles à la différence des autres contacts. Ces valeurs de résistance étant élevées au début du plateau de maintien, un faible accroissement de l'aire de contact pendant le plateau de maintien va générer une forte diminution de la résistance de contact. C'est pourquoi, les mesures de fluage réalisées

sur ce microcontact ne permettent pas de tirer de conclusions sur ce phénomène. Cependant, les très faibles variations de la résistance à faible courant pourraient traduire la présence d'un film d'oxyde aux propriétés mécaniques plus élevées que les matériaux de contact. Ainsi, le fluage est plus faible du fait de la dépendance de ce phénomène à la dureté des surfaces de contact. L'accroissement soudain de la variation de la résistance correspond ainsi à la rupture mécanique de cet oxyde sous l'effet de l'augmentation de la température de contact.

Nous observons donc que l'augmentation du courant possède un fort impact sur le fluage des aspérités des contacts monométalliques. En effet, le phénomène est important à faible courant mais décroît fortement lorsque la température de ramollissement est atteinte à l'interface de contact. Cependant l'influence du courant sur le fluage est plus faible pour le contact Au/Ru. Aucune rupture dans l'évolution de la variation de résistance en fonction du courant n'est mesurée. Cette observation est corrélée au fait que la température de ramollissement n'est pas atteinte à l'interface de contact.

7.3 PHENOMENES D'ADHESION A L'OUVERTURE DU CONTACT

L'ouverture des micro-interrupteurs est une étape critique du cycle de commutation. En effet, la force de rappel de l'actionneur doit être assez élevée pour éviter un phénomène d'adhésion permanent du contact. Dans l'essai réalisé au paragraphe 4.3.2, une force attractive est observée à l'interface du contact durant la phase de décharge. En effet, le banc de test permet de mesurer un excédent de force à l'ouverture du contact lorsque la force décroît et dépasse la valeur de charge initiale à l'établissement du contact. Le capteur de force du nanoindenteur mesure la valeur de la force d'adhésion à partir du moment où une discontinuité dans la raideur de contact à la décharge est observée.

La force d'adhésion du microcontact est ainsi mesurée lors des essais décrits réalisés au chapitre 5, à chaque commutation et pour un niveau de courant croissant. De surcroit, nous avons réalisé une mesure de cette force d'adhésion pour chaque type de contacts lors d'une commutation purement mécanique (pour un courant de contact nul). Avant de présenter ces résultats, notons que l'attraction électrostatique n'est pas responsable de ce phénomène car les cycles de commutations sont réalisés à froid. Ainsi la tension aux bornes des électrodes est coupée à la décharge, avant que la force appliquée n'atteigne une valeur nulle. De plus, le taux d'humidité étant inférieur à 5% durant les tests, les effets de capillarité dus à la présence d'eau sur les

surfaces de contact sont minimisés. Les résultats des mesures d'adhésion sur les contacts monométalliques sont présentés sur la Figure 114.

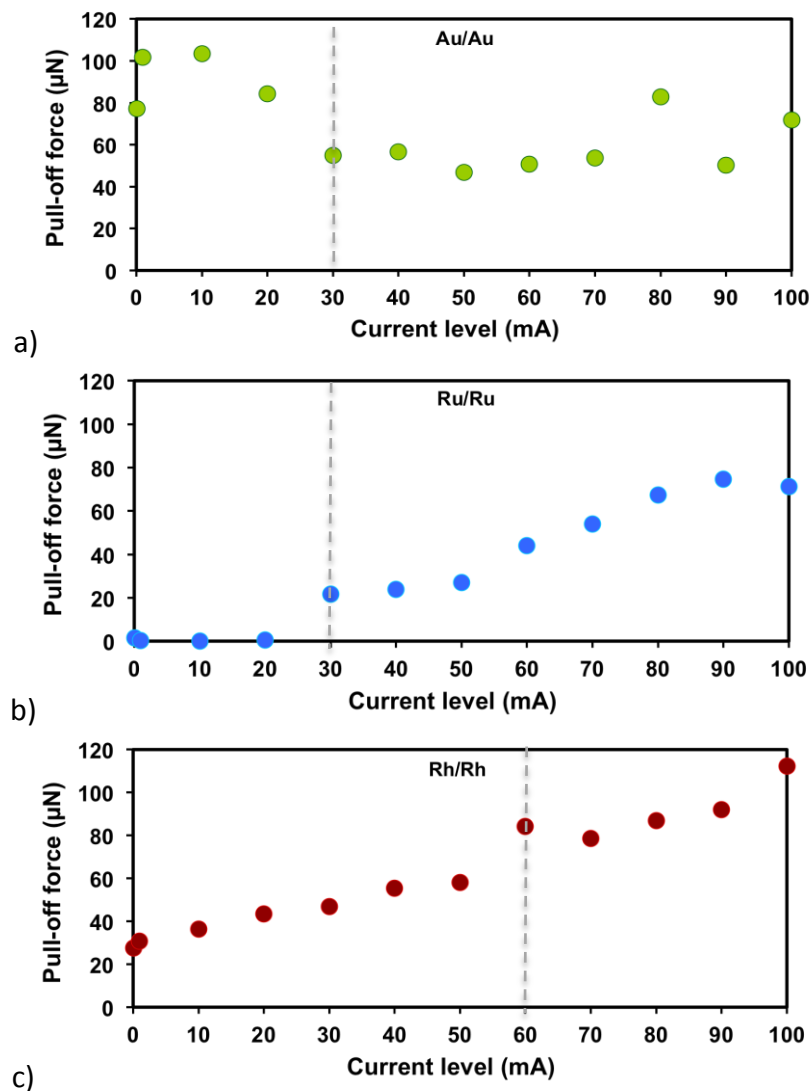


Figure 114 – Force d’adhésion à l’ouverture en fonction du courant traversant les contacts a) Au/Au, b) Ru/Ru, c) Rh/Rh

Pour les contacts monométalliques, les résultats sont très différents en fonction des métaux mis en jeu dans la jonction. Tout d’abord, on observe que le contact Au/Au adhère fortement, et ce même pour un courant nul. En effet, la force d’adhésion oscille entre 45 µN et 103 µN suivant la valeur du niveau de courant. Les surfaces Au/Au présentent un comportement globalement adhésif, et indépendant de l’intensité électrique traversant le contact à partir de 30 mA. Cependant, les essais réalisés sur les contacts Ru/Ru et Rh/Rh présentent deux comportements distincts de celui de l’or. Pour le contact Ru/Ru, l’adhésion est quasi-inexistante en dessous de 30 mA. A partir de cette valeur, la force d’adhésion augmente en fonction du courant ($F_{ad} = 23 \mu\text{N}$ à 30 mA et $F_{ad} = 72 \mu\text{N}$ à 100 mA).

Pour ce qui est du contact Rh/Rh, les forces d'adhésion augmentent progressivement de 30 μN pour 1 mA jusqu'à 58 μN pour 50 mA. A partir de 60 mA, on observe un léger saut de l'adhésion passant brusquement à 84 μN , puis oscillant entre 78 μN et 112 μN jusqu'à 100 mA. Dans ces deux cas, un courant seuil est observé à partir duquel les forces d'adhésion augmentent brusquement.

Nous savons que les forces d'adhésion dépendent de l'aire de contact atteinte à charge maximale (équation 42). C'est pourquoi nous avons calculé les valeurs des aires de contact effectives à force maximale à partir des mesures de résistances de contact à charge maximale, et ce grâce au modèle de Wexler (équation 26). Les résultats de ces modélisations analytiques sont présentés sur la Figure 115.

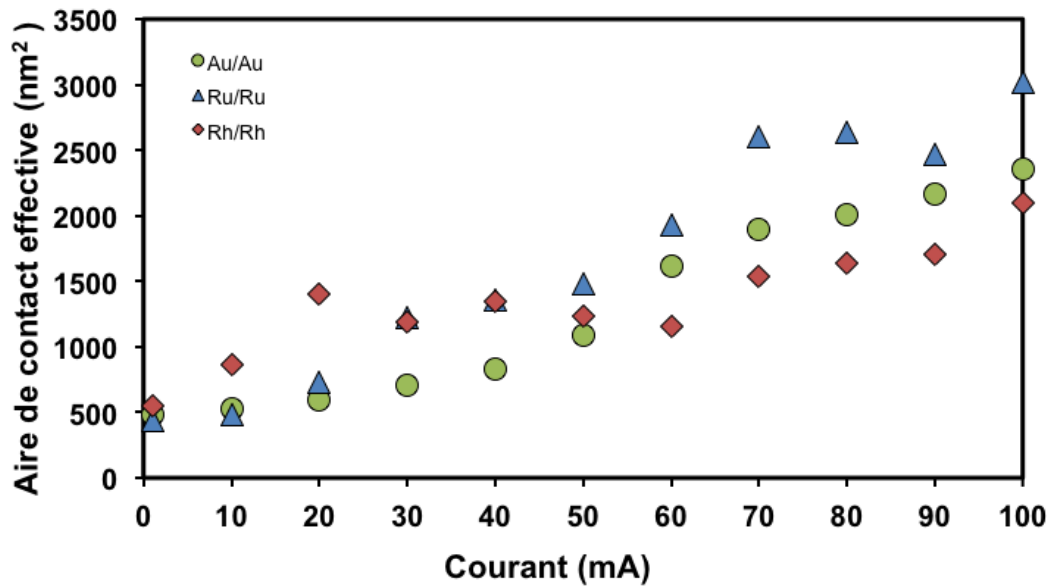


Figure 115 – Aire de contact effective à charge maximale en fonction du courant traversant les contacts Au/Au, Ru/Ru et Rh/Rh

Ces résultats montrent que les aires de contact sont sensiblement proches et ne peuvent donc pas expliquer une telle différence de comportement entre les différents contacts monométalliques. Par ailleurs, nous avons vu dans le chapitre 3 que les forces de contact peuvent être reliées à l'énergie de surface des métaux (équation 41). Celles-ci sont reportées dans le Tableau 15.

Tableau 15 – Energie de surface des différents matériaux de contact

Matériaux de contact	Energie de surface (J/m ²)
Au	1,42 [1]
Ru	3,41 [2]
Rh	2,84 [2]

Ces valeurs n'expliquent en rien les résultats obtenus car d'après le Tableau 15, les forces d'adhésion devraient être théoriquement supérieures pour les contacts Ru/Ru et Rh/Rh. Cependant, les surfaces des électrodes en ruthénium et en rhodium sont généralement recouvertes d'une très fine couche d'oxyde natif qui tend à minimiser très fortement l'énergie de surface de ces contacts [3].

Néanmoins, deux hypothèses peuvent être émises afin de comprendre de tels comportements à faibles courants. La première hypothèse serait la présence de films de type oxyde à la surface des contacts en ruthénium et en rhodium. En effet, les films d'oxyde constituent un véritable obstacle aux phénomènes d'adhésion [4]. Ce qui expliquerait les faibles valeurs mesurées pour les contacts Ru/Ru et Rh/Rh. L'or ne s'oxydant pas, nous aurions donc principalement des liaisons atomiques purement métalliques à l'interface du contact Au/Au, contribuant aux valeurs élevées des forces d'adhésion. Pour les contacts Ru/Ru et Rh/Rh, le passage d'un fort courant permet d'atteindre la température de ramollissement. Ainsi, la dureté des surfaces de contact chute, en permettant la rupture des films d'oxyde par cisaillement à la surface des électrodes. De surcroit, l'augmentation de la température de contact pourrait également activer des liaisons covalentes entre les électrodes. Ceci expliquerait le saut d'adhésion observé pour les contacts Ru/Ru et Rh/Rh qui correspond à l'établissement de la température de ramollissement à l'interface de contact.

Par ailleurs, le ruthénium et le rhodium ayant des duretés élevées par rapport à l'or, les déformations plastiques des aspérités sont minimisées lors de la phase de charge de ces contacts, comparées à ceux en or. Ainsi, la déformation de ces contacts a une composante élastique plus grande, qui tend à diminuer l'hystérésis observée sur la résistance (Figure 79) entre la charge et la décharge. Les aires de contact diminueraient donc à la décharge de manière élastique, générant moins d'adhésion à l'ouverture du contact. Cependant, cette hypothèse n'est pas suffisante car la

dureté du rhodium étant plus élevée que celle du ruthénium, les forces d'adhésion de ce dernier devraient être supérieures à faible courant.

Observons maintenant sur la Figure 116 les forces d'adhésion en fonction du courant à l'ouverture des contacts bimétalliques.

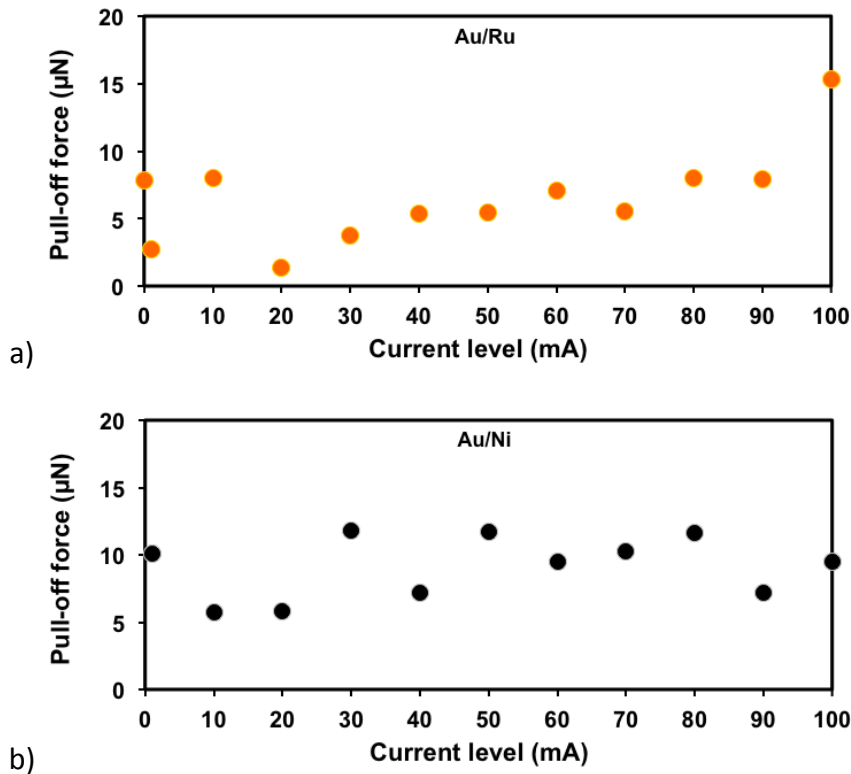


Figure 116 – Force d'adhésion à l'ouverture en fonction du courant traversant les contacts a) Au/Ru et b) Au/Ni

Dans ce cas-là, les phénomènes d'adhésion sont nettement réduits. En effet, la force d'adhésion évolue entre 1,37 μN et 15,3 μN pour le contact Au/Ru et entre 5,81 μN et 11,8 μN pour le contact Au/Ni, dans une gamme de courant allant de 0 à 100 mA. Par ailleurs, aucune tendance n'est observée dans l'évolution de ces forces. Les faibles forces d'adhésion mesurées à l'ouverture des contacts bimétalliques peuvent également être reliées à la présence de films isolants à l'interface du contact.

En conclusion, l'augmentation de la température à l'interface de contact a une grande influence sur les phénomènes d'adhésion à l'ouverture des microcontacts Ru/Ru et Rh/Rh. Lorsque la température de ramollissement est atteinte dans ces jonctions monométalliques, un saut des forces d'adhésion est observé. Ce phénomène est attribué à la rupture des films d'oxyde par

cisaillement grâce au ramollissement local des surfaces de contact. Par ailleurs, les contacts en or présentent une force d'adhésion très élevée, même en l'absence de courant. Cette observation coïncide avec les problèmes de collage généralement rencontrés lors des cycles de commutation des micro-interrupteurs possédant des contacts en or. En revanche, les contacts bimétalliques sont beaucoup moins sensibles aux phénomènes d'adhésion. La présence de films d'oxyde en surface des électrodes en nickel et en ruthénium diminuerait fortement l'adhérence à l'ouverture des contacts.

7.4 ESSAIS D'ENDURANCE

7.4.1 CONTACTS MONOMETALLIQUES

Des essais d'endurance par actionnement mécanique ont été réalisés grâce au banc de micro-flexion sur les microcontacts Au/Au et Ru/Ru à différentes tensions afin d'observer l'impact de la température de contact sur la fiabilité des dispositifs. En effet, nous savons que la température à l'interface de contact est directement reliée à la tension aux bornes du contact. Malheureusement, ces essais n'ont pas pu être effectués sur le contact Rh/Rh par manque de véhicules de test fonctionnels. Afin de comparer les différents résultats, la résistance de contact est normalisée telle que :

$$R_{Normalisée} = \frac{R_{N=0}}{R_N} \quad \text{Équation 64}$$

où N correspond au nombre de cycles effectués. Les paramètres d'entrée de ces deux essais sont répertoriés dans le Tableau 16.

Tableau 16 – Paramètres d'entrée du test

Matériau de contact	Au/Au	Ru/Ru
Force maximale de contact	200 μ N	
Mode de commutation	Cold switching	
Charge électrique (source de tension)	1mV / 1A (max) 80mV / 1A (max)	1mV / 1A (max) 200mV / 1A (max)
Taux de charge	10 μ N/s	
Atmosphère	N ₂ (Rh < 5%)	

Le contact Au/Au est cyclé en source de tension pour une charge maximale de 200 μ N (cf. Figure 117).

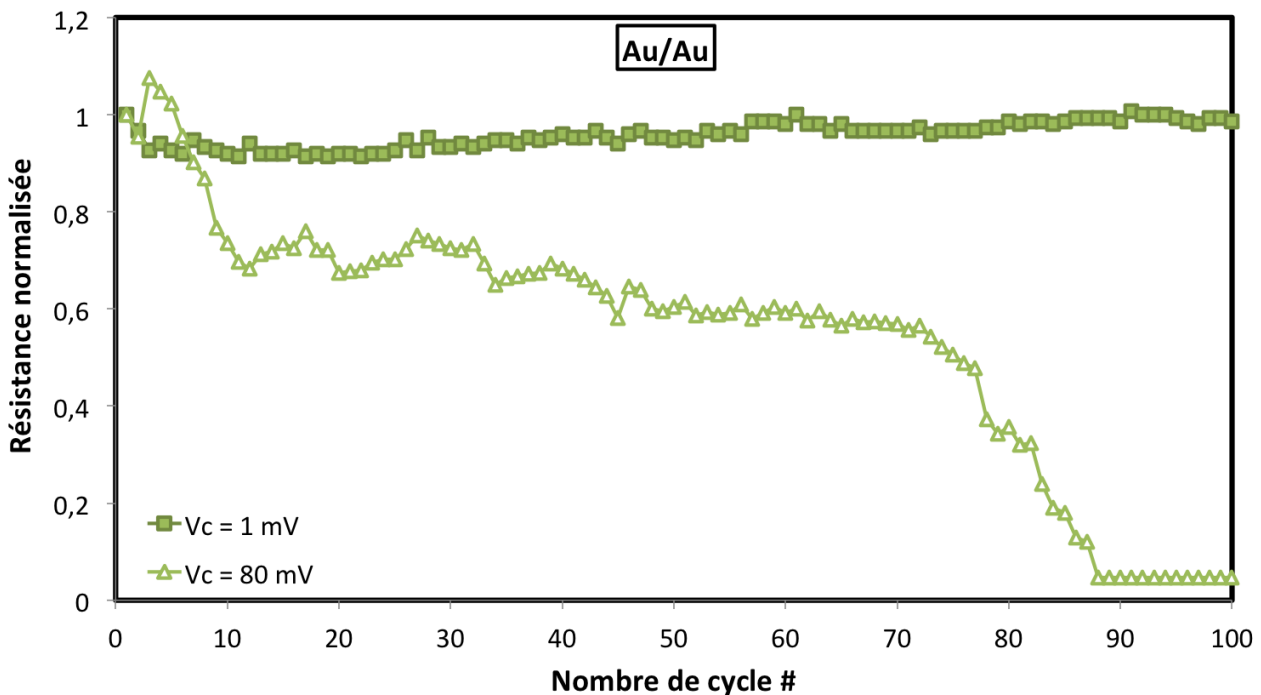


Figure 117 – Test d'endurance réalisé au nanoindenteur sur le contact Au/Au en source de tension pour $V_c = 1$ mV et $V_c = 80$ mV

A 1 mV, la température à l'interface de contact est égale à 20°C. A ce niveau de tension, la résistance de contact décroît légèrement sur les premiers cycles avant de se stabiliser sur les cycles suivants. Lorsque la tension aux bornes du contact est fixée à 80 mV (la température équivalente à l'interface de contact est de 116°C selon le modèle classique), la résistance de

contact décroît en fonction du nombre de cycles. A partir du 88^{ème} cycle, la résistance de contact ne varie plus. En effet, le contact ne s'ouvre plus : un phénomène de collage est apparu à l'interface de contact. Ainsi, lorsque la température de ramollissement est atteinte à l'interface du contact Au/Au, la fiabilité de ce dernier va diminuer.

Comparons ces résultats à ceux obtenus sur un contact Ru/Ru pour le même nombre de cycles (cf. Figure 118).

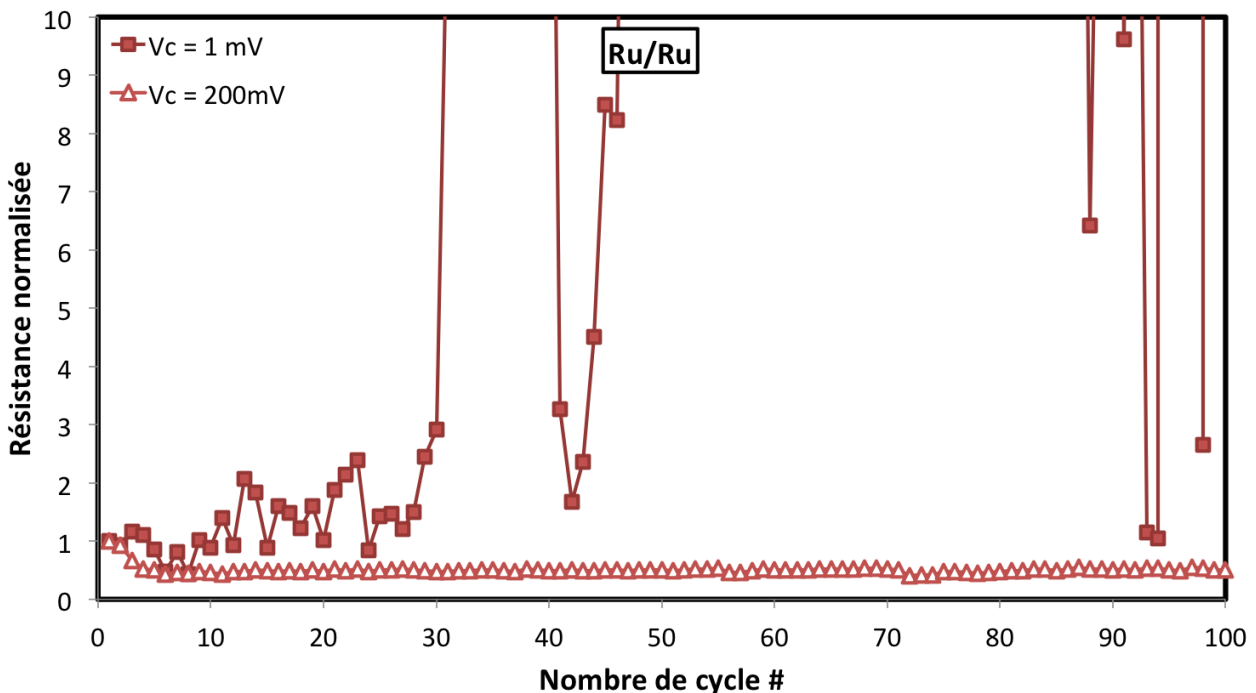


Figure 118 – Test d'endurance réalisé au nanoindenteur sur le contact Ru/Ru en source de tension pour Vc = 1 mV et Vc = 200 mV

La résistance de contact est très instable à 1 mV (la température à l'interface de contact est égale à 20°C). En revanche, lorsque la tension aux bornes du contact est égale à 200 mV (température à l'interface de contact légèrement supérieure à la température de ramollissement du ruthénium), la résistance décroît sur les premiers cycles avant de se stabiliser. L'établissement de la température de ramollissement à l'interface de contact a donc pour effet de stabiliser la résistance du contact Ru/Ru et donc d'améliorer considérablement la fiabilité de ce contact.

Ainsi, l'évolution de la résistance de contact en fonction du nombre de cycles est très différente pour les deux contacts monométalliques en fonction de la température à l'interface de contact. A température ambiante, l'or est assez mou pour stabiliser l'aire de contact effective en quelques cycles à ce niveau de charge. A l'inverse pour le contact Ru/Ru, la résistance de contact varie

beaucoup et atteint des valeurs très élevées. La force appliquée n'est donc pas suffisante pour fissurer les films isolants en surface des électrodes et stabiliser l'interface de contact. Par contre, lorsque la température de ramollissement du ruthénium est atteinte à l'interface de contact, les surfaces de contact sont largement déformées et permettent de maintenir constante la résistance de contact lors des commutations successives. De même, les déformations à l'interface du contact Au/Au s'amplifient lorsque l'on atteint la température de ramollissement. L'aire de contact augmente tellement qu'à partir du 88^{ème} cycle, les forces d'adhésion deviennent supérieures à la force de rappel du pont.

7.4.2 CONTACTS BIMÉTALLIQUES

Les contacts Au/Ru et Au/Ni ont été soumis à des essais d'endurance sur le banc de micro-flexion. 100 commutations ont été réalisées en source de tension à 1 mV puis à 80 mV. Les paramètres d'entrée du test sont répertoriés dans le

Matériaux de contacts	Au/Ru		Au/Ni	
	Tension aux bornes du contact	1 mV	120 mV	1 mV
Température maximale à l'intérieur du membre le plus résistif	20°C	210°C	20°C	209°C
Température à l'interface de contact	20°C	63°C	20°C	129°C

Tableau 17 – Paramètres d'entrée du test

Matériaux de contact	Au/Ru	Au/Ni
Force maximale de contact	200 µN	
Mode de commutation	Cold switching	
Charge électrique (source de tension)	1mV / 1A (max)	1mV / 1A (max)
	120mV / 1A (max)	120mV / 1A (max)
Taux de charge	10 µN/s	

Atmosphère N₂ (Rh < 5%)

Les résultats de ces tests sont présentés sur la Figure 119 et la Figure 120.

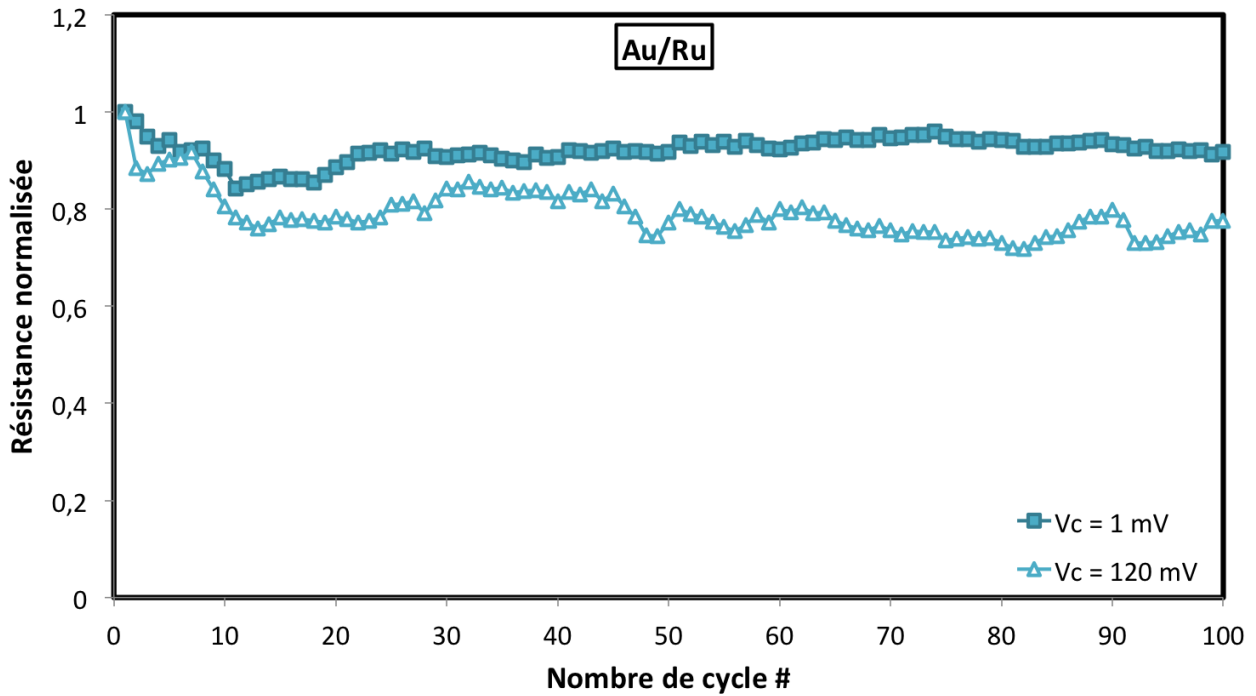


Figure 119 – Test d'endurance réalisé au nanoindenteur sur le contact Au/Ru en source de tension pour $V_c = 1 \text{ mV}$ et $V_c = 120 \text{ mV}$

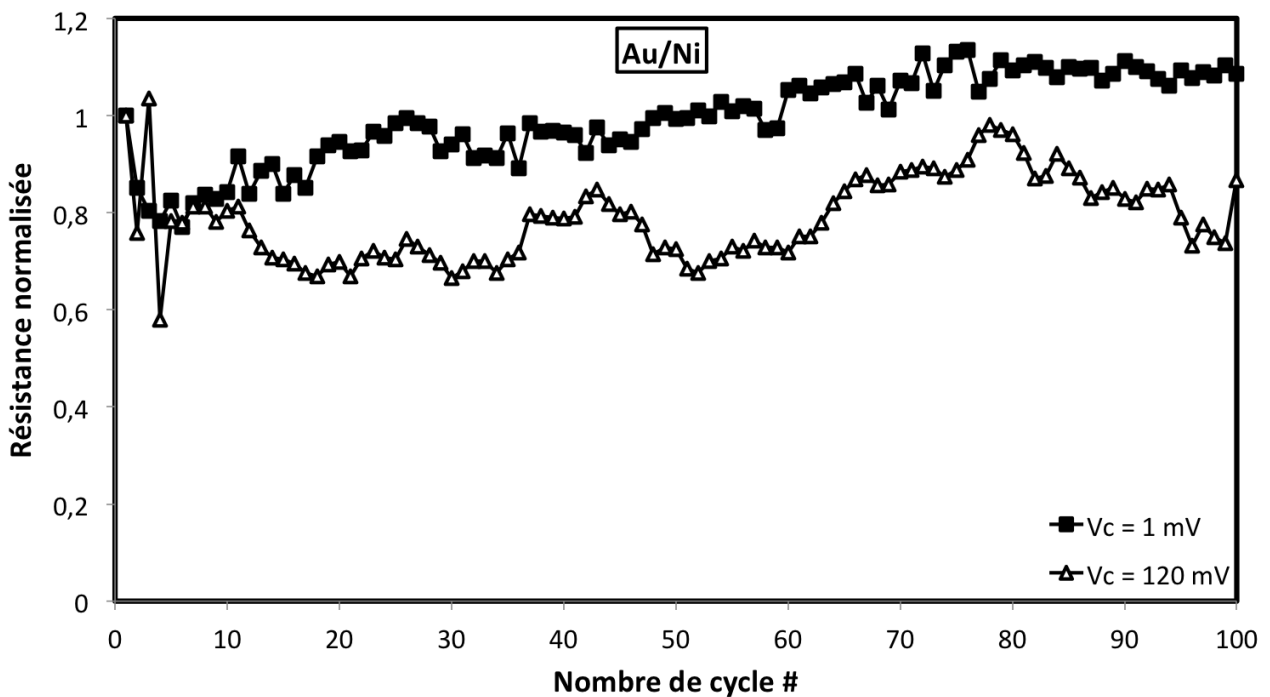


Figure 120 – Test d'endurance réalisé au nanoindenteur sur le contact Au/Ni en source de tension pour $V_c = 1\text{ mV}$ et $V_c = 120\text{ mV}$

D'après le paragraphe 6.3.2.2, les températures maximales atteintes dans les jonctions Au/Ru et Au/Ni ainsi que les températures à l'interface de contact pour les niveaux de tension imposés (selon le modèle classique) sont reportées dans le Tableau 18.

Tableau 18 – Températures dans les contacts Au/Ru et Au/Ni pour différents niveaux de tension imposés

Matériaux de contacts	Au/Ru		Au/Ni	
	1 mV	120 mV	1 mV	120 mV
Tension aux bornes du contact	1 mV	120 mV	1 mV	120 mV
Température maximale à l'intérieur du membre le plus résistif	20°C	210°C	20°C	209°C
Température à l'interface de contact	20°C	63°C	20°C	129°C

On remarque tout d'abord que les commutations réalisées à 1 mV sont relativement stables pour les contacts bimétalliques testés malgré une dispersion légèrement plus élevée dans les mesures de résistances du contact Au/Ni. D'après le Tableau 18, la température de ramollissement de l'or et du ruthénium n'est pas atteinte à l'interface de contact pour une tension de 120 mV aux bornes du contact Au/Ru et les résistances de contact mesurées sont relativement stables en fonction du nombre de cycles. Dans le contact Au/Ni, la température à l'interface de contact est supérieure à la température de ramollissement de l'or à 120 mV. Cependant, cela n'a quasiment aucun impact sur l'évolution de la résistance de contact en fonction du nombre de commutations. En revanche, la température de ramollissement du nickel n'est pas atteinte à l'interface de contact.

7.5 SYNTHÈSE

7.5.1 CONTACTS MONOMETALLIQUES

L'obtention de la température de ramollissement à l'interface de contact permet de diminuer la résistance de contact dans les contacts monométalliques en quelques cycles. Nous pensons que cette augmentation de l'aire de contact effective est en grande partie due à la rupture des films isolants aux interfaces de contact. Ceci expliquerait les valeurs élevées des résistances de contact

mesurées pour les différents contacts au paragraphe 5.1.1. De plus, la présence d'oxyde à la surface du ruthénium et du rhodium expliquerait les faibles valeurs d'adhésion observées à faible courant au paragraphe 7.3. Ainsi, l'adhésion augmenterait avec la rupture progressive des films isolants. Par ailleurs, nous avons observé au paragraphe 7.2, une quasi-stabilisation du phénomène de fluage à partir d'une intensité limite, et ce, malgré l'augmentation du courant. Le courant seuil est de 40 mA pour les contacts Au/Au et Ru/Ru, et de 60 mA pour le contact Rh/Rh. Ces valeurs correspondent aux niveaux de courant nécessaires à la stabilisation de la température de contact autour de la température de ramollissement. Ainsi, lorsque l'intensité du courant augmente, le contact s'adapte à la surtension en limitant son propre échauffement par l'écrasement des aspérités de contact. En effet, le diamètre des aspérités de contact augmente, la température décroît et tend à se stabiliser autour de la température de ramollissement à charge maximale.

La Figure 121 schématise l'évolution de l'aire de contact en fonction de la température à l'interface de la jonction pour un microcontact monométallique.

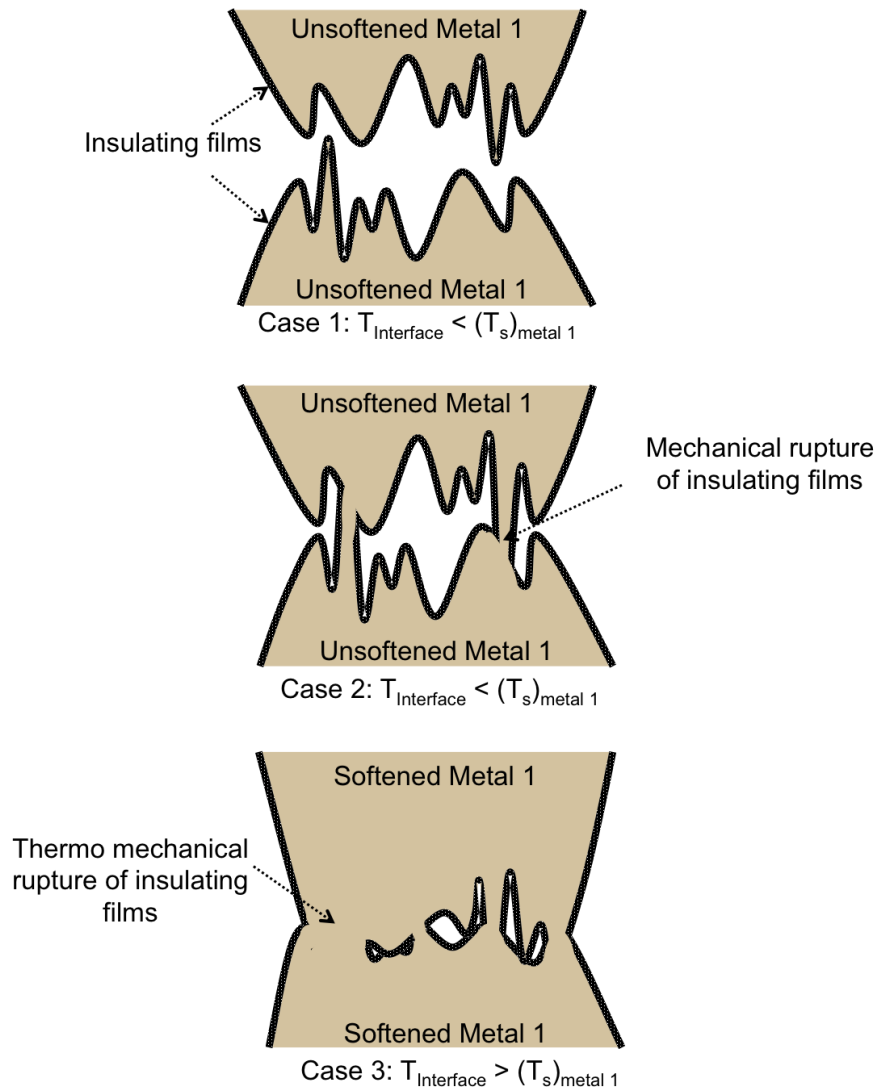


Figure 121 - Schéma en coupe d'un contact monométallique selon 3 cas dépendant de la température à l'interface de contact

3 cas de figure sont distingués sur les schémas ci-dessus :

1^{er} cas : les deux électrodes ne sont pas encore en contact. La température à l'interface de contact $T_{Interface}$ correspond donc à la température ambiante.

2^{ème} cas : Les surfaces des deux électrodes sont en contact. La température à l'interface de contact est inférieure à la température de ramollissement du métal $(T_s)_{metal\ 1}$. Lors de la phase de charge, la pression au niveau des aspérités de contact est suffisamment élevée pour entraîner la rupture partielle des films isolants présents à la surface des électrodes de contact. La conduction des électrons entre les deux membres du contact se fait à travers l'extrémité des aspérités, là où le

contact est purement métallique. L'aire de contact effective reste cependant assez faible, générant ainsi une résistance de contact relativement élevée.

3^{ème} cas : La température à l'interface de contact est supérieure à la température de ramollissement du métal de contact. Ainsi, les aspérités des deux membres du contact vont s'écraser par effet thermomécanique. Les films isolants vont être retirés de l'extrémité des aspérités et repoussés de part et d'autre des aspérités de contact. L'aire de contact effective va ainsi croître rapidement avec la force de contact et sera supérieure à celle du précédent cas à force maximale. La pression mécanique supportée par les aspérités sera plus faible.

7.5.2 CONTACTS BIMÉTALLIQUES

Nous avons vu que le comportement électromécanique spécifique des contacts bimétalliques Au/Ni et Au/Ru s'explique par la configuration asymétrique des matériaux de contact et la présence d'oxyde en surface du ruthénium et du nickel. Dans le cas du contact Au/Ru, d'après les calculs du paragraphe 6.3.2, la température de ramollissement des matériaux de contact n'est pas atteinte à l'interface de contact malgré l'augmentation du courant. Ceci explique la stabilité du contact Au/Ru lors des différents actionnements à courant croissant observé au chapitre 5. Par ailleurs, la rupture de l'oxyde à la surface du ruthénium dans le contact Au/Ru semble ne pas intervenir à fort courant à différence des contacts monométalliques Ru/Ru et Rh/Rh. En effet, aucune chute de la dureté ne facilitera la rupture de cet oxyde par cisaillement. Les faibles phénomènes d'adhérence sur ce contact bimétallique traduisent donc la présence de cet oxyde à l'interface de contact. La diminution progressive des phénomènes de fluage observée dans le contact Au/Ru est due aux déformations plastiques des aspérités au cours des commutations successives.

En outre, la configuration bimétallique du contact Au/Ni explique également les phénomènes thermiques observés à charge maximale. En effet, la température de ramollissement du nickel (520°C dans la théorie classique) est atteinte à l'interface de contact seulement à partir de 60 mA, alors que la température maximale atteinte dans l'électrode en nickel serait de 779°C. Par ailleurs, nous pensons également que la présence d'un oxyde persistant à l'interface de contact explique le comportement électromécanique lors des différentes commutations à courant croissant. En effet, la résistance de contact, stable de 1 mA à 30 mA, augmente ensuite jusqu'à 60 mA. A partir de ce courant limite, la résistance de contact à charge maximale décroît lors des cycles de commutation

à chaque pas de courant. Cet événement est corrélé à la saturation de la température maximale de contact qui traduit le ramollissement des aspérités du matériau le plus dur à l'interface de contact. Ce ramollissement des aspérités permet ainsi la rupture des films d'oxyde présents en surface, entraînant ainsi une augmentation de l'aire effective de contact. Néanmoins, l'oxyde reste présent en surface du contact au vu des niveaux élevés de résistance de contact à fort courant. Les faibles mesures d'adhésion réalisées sur ce contact viendraient également conforter cette hypothèse. De plus, malgré le faible niveau des forces d'adhésion entre les deux électrodes, la rupture du contact peut être ductile à l'ouverture. En effet, la température étant plus élevée dans un des deux membres du contact, cela peut favoriser le transfert de matière entre les deux électrodes.

La Figure 122 schématise l'évolution de l'aire de contact en fonction de la température à l'interface du contact. Les deux électrodes sont constituées de deux métaux différents. La résistivité du métal 1 est inférieure à la résistivité du métal 2 et l'isotherme maximale est donc située dans le matériau 2 lorsqu'un courant parcourt le contact.

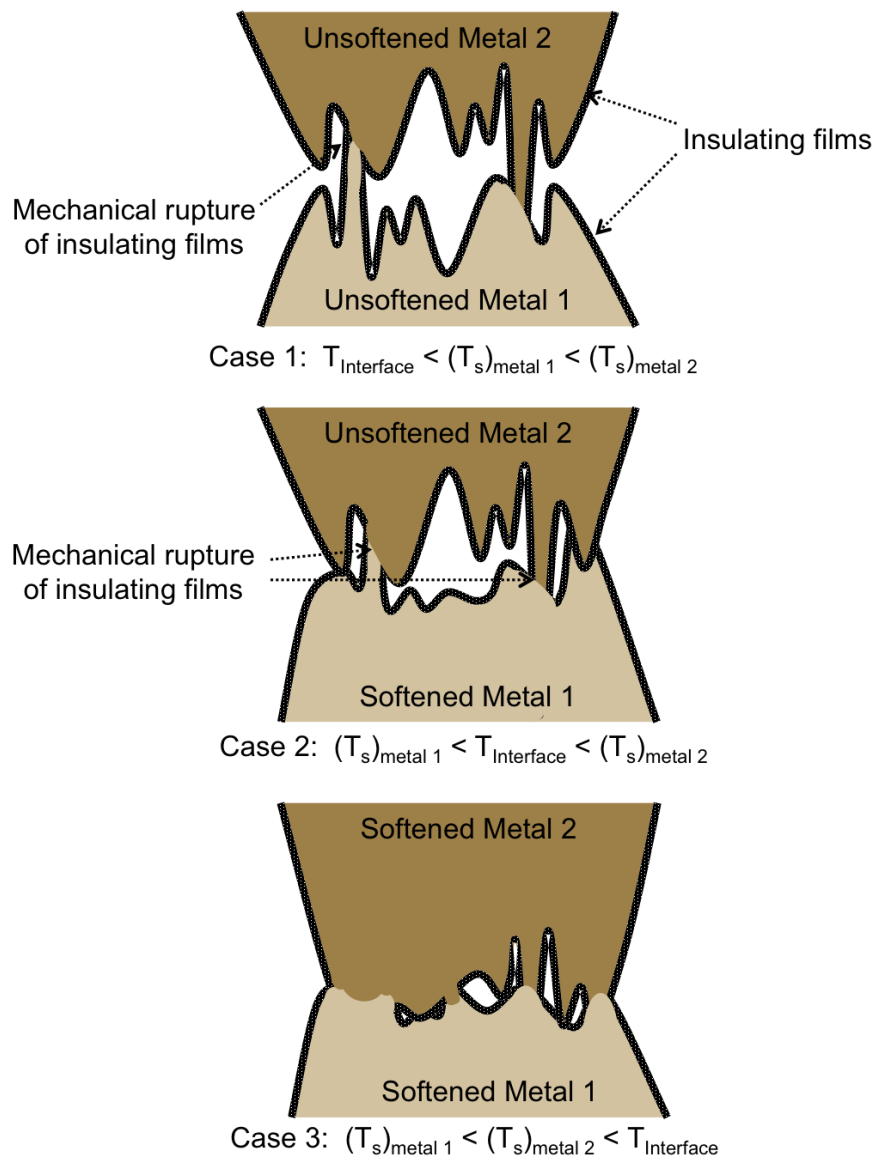


Figure 122 - Schéma en coupe d'un contact bimétallique selon 3 cas dépendant de la température à l'interface de contact

Trois cas de figure sont également distingués en fonction de la température à l'interface de contact :

1^{er} cas : les deux électrodes sont en contact. La température à l'interface $T_{\text{Interface}}$ du contact est inférieure à la température de ramollissement du métal 1 $(T_s)_{\text{metal 1}}$ et du métal 2 $(T_s)_{\text{metal 2}}$. Les surfaces de contact ne sont donc pas ramollies. Ainsi, la rupture des films isolants est faible car elle se fait uniquement de manière mécanique, à l'établissement du contact lorsque la pression de contact est très élevée au niveau de l'extrémité des aspérités.

2^{ème} cas : La température à l'interface de contact est inférieure à la température de ramollissement du métal 2 mais supérieure à la température de contact du métal 1. Lors de la phase de charge, les *spots* de contact du métal 1 s'écrasent à la surface du métal 2 et les aspérités du métal 2 vont venir indenter la surface du métal 1 en générant une rupture partielle des films isolants, et créant ainsi de nouveaux chemins de conduction purement métalliques. Cependant, ces mécanismes vont permettre d'augmenter très légèrement l'aire de contact car le métal 2 n'est pas ramolli à l'interface de contact.

3^{ème} cas : La température à l'interface de la jonction est supérieure à la température de ramollissement du métal 1 et du métal 2. L'aire de contact effective va ainsi fortement croître avec la force par effet thermomécanique. Les films isolants vont être repoussés à l'extérieur de la surface des *spots*, permettant une réduction conséquente de la résistance de contact. L'aire effective de conduction métallique sera largement supérieure que dans les précédents cas.

7.6 CONCLUSION

Les différents comportements électromécaniques observés pour chaque contact peuvent s'expliquer en considérant l'évolution de la température de contact à l'interface des jonctions métalliques :

- Dans les contacts monométalliques, l'isotherme maximale se situe donc à l'interface de contact. Lorsque la puissance injectée dans le contact est assez élevée pour atteindre la température de ramollissement des matériaux de contact, la résistance de contact diminue grâce à la chute de la dureté des aspérités de contact. En effet, les déformations plastiques des *spots* de contact sont plus conséquentes du fait de la diminution de la pression de rupture à l'écrasement, permettant ainsi la rupture des films isolants à la surface des électrodes. Les changements observés dans l'évolution des phénomènes de fluage et d'adhésion à un courant donné peuvent également être mis en relation avec la température de la surface des électrodes. L'adhésion croissante en fonction du courant traduit l'augmentation de l'aire de contact avec l'échauffement du microcontact, excepté pour l'or. En effet, ce dernier ne s'oxyde pas et crée des liaisons covalentes entre les deux électrodes à faible courant ce qui favorise l'adhérence du contact à l'ouverture. De même, le fluage sera limité à fort courant car les aspérités ramollies auront déjà été totalement écrasées durant la charge du contact.

- Pour les contacts bimétalliques, l'isotherme maximale se situe dans le matériau le moins conducteur. La température à l'interface de contact sera en conséquent plus faible, du fait de l'inertie thermique engendrée principalement par la taille des spots de contact. Le comportement électromécanique dû aux ramollissements des aspérités sera observé seulement lorsque la température à l'interface de contact sera supérieure aux températures de ramollissement des deux matériaux présents dans la jonction. Ainsi, le contact pourra transmettre plus de puissance dans cette configuration avant d'atteindre la température de ramollissement des métaux à l'interface de contact. Par ailleurs, les propriétés thermiques des jonctions bimétalliques et la présence d'oxyde à la surface des électrodes permettent de préserver ces contacts des phénomènes d'adhésion.

Finalement, nous avons réalisé des essais d'endurance à l'aide du banc de micro-flexion afin de déterminer l'impact de l'échauffement sur la fiabilité du microcontact. Le contact Au/Au est plus stable lorsque la température de ramollissement n'est pas atteinte dans la jonction car cette dernière peut entraîner l'adhésion permanente des électrodes mécaniques au cours des commutations successives. Il faudra donc restreindre la puissance injectée aux bornes du contact Au/Au si l'on veut augmenter leur fiabilité. En revanche, la fiabilité du contact Ru/Ru est bien meilleure lorsque la température de ramollissement est atteinte à l'interface de contact. En effet, le ramollissement des surfaces de contact va permettre la rupture des films isolants et ainsi stabiliser l'aire de contact effective. La fiabilité du contact Ru/Ru sera donc accrue lorsque la température de ramollissement sera dépassée à l'interface de contact. Pour les contacts métalliques Au/Ru et Au/Ni, on observe un comportement stable, que l'interface de contact soit à 20°C, 63°C ou 123°C. En effet, aucune modification n'est observée pour le contact Au/Ni lorsque la température de ramollissement de l'or est atteinte à l'interface de contact. La configuration bimétallique permet donc d'augmenter la puissance qui traverse le contact sans modifier la stabilité de la résistance de contact en fonction du nombre de cycles. De plus, les phénomènes d'adhésion sont faibles à l'ouverture des contacts bimétalliques malgré l'augmentation du courant traversant la jonction. Le contact Au/Ru semble donc être le meilleur candidat pour obtenir des faibles valeurs de résistance de contact, tout en assurant une fiabilité accrue du dispositif à faible et moyenne puissance.

7.7 RÉFÉRENCES

- [1] G. Gregori and D.R. Clarke. *The interrelation between adhesion, contact creep, and roughness on the life of gold contacts in radio-frequency microswitches*. Journal of Applied Physics, 100(9), pages 94904-94904 (2006)
- [2] M.C. Fromen. *Étude expérimentale et modélisation de la structure de nanoparticules magnétiques : des particules isolées aux assemblages*. Thèse de doctorat, INSA de Toulouse (2003)
- [3] J. Cognard. *Science et technologie du collage*. PPUR presses polytechniques (2000)
- [4] L. Féchant. *Le contact électrique - Phénomènes physiques et matériaux*. Hermes, Paris (1996)

Conclusion générale

La fiabilisation des microcontacts à destination des interrupteurs MEMS constitue un enjeu considérable au regard du marché potentiel promis à ce type de composant dans un contexte industriel en pleine expansion. Le comportement électromécanique du microcontact étant très différent de son homologue macroscopique, la mise en place de plateformes de caractérisation adaptées aux échelles mises en jeu dans les MEMS est essentielle à la compréhension des phénomènes physiques qui interviennent dans ces micro-jonctions métalliques. En effet, les bases de données disponibles pour les macro-contacts ne sont plus valables en raison de ce changement d'échelle, faisant apparaître des phénomènes négligés au niveau macroscopique, qui régissent ici la physique du microcontact. L'objectif de cette thèse a donc été d'identifier au travers de nouveaux moyens de caractérisation et la conception de véhicules de test adaptés, les sources potentielles de défiabilisation des contacts dans les conditions réelles de fonctionnement d'un micro-interrupteur. Les résultats obtenus ont permis d'améliorer notre compréhension des phénomènes physiques intervenant à l'interface des microcontacts et ainsi, de dégager des spécifications essentielles à destination des concepteurs d'interrupteur MEMS.

Dans un premier chapitre, nous avons tout d'abord étudié le principe de fonctionnement des micro-interrupteurs à travers les différents modes d'actionnements possibles et les techniques de fabrication. Nous avons également vu que le niveau de maturité des interrupteurs MEMS n'est pas encore suffisant pour permettre l'intégration de ce composant dans les applications qui lui sont promises. En effet, malgré la levée de nombreux verrous technologiques au cours de ces dix dernières années, la fiabilisation du microcontact ohmique métal/métal reste une préoccupation majeure de la filière micro-interrupteur en vue d'optimiser la durée de vie de ces composants.

Afin de comprendre les différents mécanismes physiques mis en jeu dans les micro-jonctions métalliques lors des commutations des micro-interrupteurs, un second chapitre a été consacré à la théorie du microcontact en répertoriant les différents modèles permettant de calculer la résistance de contact. Le mode de déformation des aspérités à l'interface de contact et le mode de transport des électrons à travers la constriction constituent les principaux paramètres influents sur les différents modèles. Nous avons également considéré l'influence de l'état des surfaces de contact et de certains effets perturbateurs engendrés par l'introduction d'un signal RF dans la jonction.

Ensuite, les phénomènes physiques intervenants à l'interface de contact lors des commutations du micro-interrupteur ont été étudiés dans un troisième chapitre. Différents mécanismes de

défaillance ont été répertoriés en fonction de leur origine mécanique, thermoélectrique et chimique. Ces mécanismes physiques interagissent entre eux et il est difficile de les isoler afin d'évaluer leur impact sur la fiabilité du microcontact. La dégradation du microcontact au cours des différents cycles de commutation reste encore mal comprise et de nombreux efforts restent à faire en vue d'identifier l'influence des différents facteurs sur la défaillance des micro-interrupteurs. Une étude bibliographique a également été réalisée sur les différents matériaux utilisés comme revêtement de contact. Il transparaît de cette analyse un manque crucial d'études synthétiques sur la caractérisation du comportement électromécanique en fonction du niveau de puissance, sur différents matériaux de contact dans les conditions réelles de fonctionnement d'un micro-interrupteur.

C'est pourquoi nous avons mis en place une plateforme de caractérisation, décrite dans le quatrième chapitre, permettant d'étudier l'évolution de la résistance de contact en fonction de la force appliquée et du nombre de commutations réalisées par le microcontact. Des véhicules de test spécifiques ont également été conçus en intégrant différents couples de matériaux de contact, à savoir : un contact monométallique conventionnel pour les micro-interrupteurs Au/Au ; deux contacts monométalliques avec des métaux possédant des duretés plus élevées que l'or : Ru/Ru et Rh/Rh ; et enfin deux contacts bimétalliques à configuration mixte, *i.e.* comprenant un premier matériau dit « dur » et un second dit « mou » : Au/Ru et Au/Ni. Nous avons également modélisé par éléments finis l'actionnement micromécanique spécifique à notre banc de test, réalisé à l'aide de la pointe d'un nanoindenteur, afin de valider la pertinence de l'utilisation d'une pointe sphérique, en comparant les résultats obtenus avec le traditionnel actionnement électrostatique des micro-interrupteurs MEMS.

Dans un cinquième chapitre, nous avons étudié l'impact du courant sur le comportement électromécanique des différents couples de contact présents sur les véhicules de test, à l'aide du banc de caractérisation mis en place. Pour les contacts monométalliques, la dépendance de la résistance de contact à l'augmentation de la charge appliquée se réduit lorsqu'on élève le courant traversant la jonction. La pression de rupture à l'écrasement semble être modifiée pour un même niveau de charge lorsque le courant augmente. Le mode de déformation des surfaces de contact est ainsi modifié. Pour les contacts bimétalliques, les résultats diffèrent en fonction de la nature des matériaux testés. En effet, la présence de films isolants à l'interface de contact Au/Ni réduit grandement les surfaces conductrices et entraîne des niveaux élevés de résistance de contact.

Pour le contact bimétallique Au/Ru, l'influence du courant sur la dépendance de la résistance de contact à la force appliquée est beaucoup moins marquée que pour les jonctions monométalliques. Ainsi, la résistance de contact obtenue à charge maximale est stable en fonction de la puissance injectée et reste relativement faible (entre $1,8 \Omega$ et $1,4 \Omega$).

Nous avons par la suite analysé au sixième chapitre l'échauffement généré par l'augmentation du courant à l'interface de contact afin d'améliorer la compréhension des phénomènes électromécaniques précédemment observés. Dans un premier temps, le calcul de la température maximale atteinte dans la jonction a été réalisé pour chaque couple de matériaux de contact en utilisant un modèle purement ohmique, puis en tenant compte du transport balistique dans la constriction. Un phénomène de saturation de la température de contact est observé pour les contacts monométalliques, correspondant à la température de ramollissement des matériaux de contact. Pour le contact Au/Ni, la température maximale dans la jonction Au/Ni sature également avec l'augmentation du courant à l'instar des contacts monométalliques. Cependant, le plateau de saturation est atteint pour une température supérieure à celle du ramollissement de l'or et du nickel. C'est à partir de ce plateau qu'une décroissance de la résistance de contact à charge maximale est mesurée en fonction d'un niveau de courant croissant. Par ailleurs, ce phénomène de saturation de la température de contact n'est pas observé pour le contact Au/Ru, et ce malgré le dépassement de la température de ramollissement de l'or. L'étude de la température à l'intérieur de ces diverses jonctions métalliques testées a mis en exergue des disparités quant à l'évolution de la température à l'interface de contact en fonction de la nature monométallique ou bimétallique des microcontacts testés. Ainsi, en augmentant la puissance traversant le contact, nos modèles ont montré que la température maximale de contact va d'abord être atteinte à l'interface de contact pour les jonctions monométalliques, alors qu'elle apparaîtra en premier lieu à l'intérieur du membre le plus résistif dans les microcontacts bimétalliques. Nous avons donc, dans un second temps, calculé la localisation de l'isotherme maximale dans les jonctions bimétalliques ainsi que la température atteinte à l'interface de ces contacts.

Enfin, l'étude de l'impact de ces échauffements sur la fiabilité des microcontacts a été étudiée dans un septième chapitre. Nous avons vu pour les contacts monométalliques, que l'atteinte de la température de ramollissement à l'interface de contact privilégie une déformation plastique des aspérités en tout début de charge, diminue les phénomènes de fluage des aspérités à charge maximale, et augmente les phénomènes d'adhésion à l'ouverture des contacts Ru/Ru et Rh/Rh.

Par ailleurs, les forces d'adhésion mesurées à l'ouverture des contacts bimétalliques sont très faibles en dépit de l'augmentation de la température à l'interface de contact. L'évolution de la résistance de contact à force maximale lors de commutations successives a été étudiée en contrôlant la température à l'interface de contact. Pour le contact monométallique Au/Au, lorsque la température à l'interface de contact est inférieure à la température de ramollissement de l'or, la résistance de contact est stable en fonction du nombre de cycles croissant. En revanche, si la température à l'interface de contact est supérieure à cette température seuil, l'aire de contact va augmenter avec le nombre de cycles, pour finalement atteindre une valeur critique pour laquelle le contact Au/Au se retrouve collé de manière permanente. Le couple Au/Au sera donc un contact fiable seulement à faible puissance lorsque la température à l'interface de contact est inférieure à la température de ramollissement de l'or. A l'inverse, la température de ramollissement permet de stabiliser la résistance du contact Ru/Ru en fonction du nombre de cycles, alors qu'à température ambiante ce contact monométallique est très instable. Le couple Ru/Ru sera donc un contact fiable seulement à moyenne puissance, lorsque la température de ramollissement sera atteinte à l'interface de contact. Par ailleurs, les résistances des contacts Au/Ru et Au/Ni sont stables aussi bien lorsque la température dans la jonction est supérieure à la température de ramollissement de l'or que lorsqu'elle est égale à 20°C.

A partir des différentes campagnes d'essais réalisées, la température à l'interface de contact est apparue comme étant le facteur qui influe le plus sur la fiabilité et les performances des microcontacts testés. En effet, nous avons observé que ce paramètre clef conditionne l'évolution de la résistance de contact en fonction de la force appliquée, les phénomènes de fluage, d'adhérence à l'ouverture des microcontacts ainsi que l'endurance, notamment dans le cas des jonctions monométalliques. Au final, ces études nous ont permis de proposer une configuration de microcontact stable malgré l'augmentation de la puissance dans la jonction. En effet, le contact bimétallique Au/Ru semble être le meilleur candidat pour réaliser un contact de faible impédance, stable et fiable à faible et moyenne puissance.

Ces travaux de thèse s'achèvent alors qu'un prototype de micro-interrupteur entièrement conçu par nos soins est en cours de fabrication dans la salle blanche du LAAS-CNRS. De même de nouvelles structures de test sont également en cours de fabrication, intégrant cette fois des électrodes d'actionnement qui permettront de cycloer électrostatiquement ces structures afin d'évaluer l'endurance des microcontacts sur un nombre de cycles plus importants.

Ces travaux s'inscrivent dans la mise en place d'une plateforme de caractérisation complète de la filière micro-interrupteurs et a permis à NOVAMEMS de structurer une offre commerciale proposant l'étude des performances et de la fiabilité de micro-interrupteurs, qui a déjà sollicité l'intérêt de plusieurs industriels. Par ailleurs, d'autres thématiques de recherche sur la caractérisation mécanique des actionneurs MEMS, les phénomènes de charge au niveau des électrodes d'actionnement ou encore la modélisation par éléments finis du contact électrique sont en cours d'étude et s'appuieront sur les résultats obtenus dans ce manuscrit.

*« The definition of insanity is doing the same thing over and over again,
and expecting different results»*

Albert Einstein

« Scientist alone is true poet »

Allen Ginsberg

LISTE DES PUBLICATIONS

- **Journaux avec comité de relecture**

A. Broue, J. Dhennin, P.-L. Charvet, P. Pons, N. Ben Jemaa, P. Heeb, F. Coccetti and R. Plana. *Comparative study of RF MEMS micro-contact materials*. International Journal of Microwave and Wireless Technologies, 1(1), pages 1-8 (2012)

A. Broue, J. Dhennin, F. Courtade, C. Dieppedale, P. Pons, X. Lafontan and Robert Plana. *Characterization of gold/gold, gold/ruthenium, and ruthenium/ruthenium ohmic contacts in MEMS switches improved by a novel methodology*. Journal of Micro/Nanolithography, MEMS, and MOEMS (JM3), 4(9), pages 7592-75920A (2010)

A. Broue, T. Fourcade, J. Dhennin, F. Courtade, P.-L. Charvet, P. Pons, X. Lafontan and R. Plana. *Validation of bending test by nanoindentation for micro-contact analysis of MEMS switches*. Journal of Micromechanics and Microengineering (JMM), 8(20), pages 85025-85032 (2010)

A. Verger, A. Pothier, C. Guines, A. Crunteanu, P. Blondy, J.-C. Orlianges, J. Dhennin, A. Broue, F. Courtade and O. Vendier. *Sub-hundred nanosecond electrostatic actuated RF MEMS switched capacitors*. Journal of Micromechanics and Microengineering (JMM), 6(20), pages 4011-4020 (2010)

C. Seguineau, A. Broue, J. Dhennin, J.-M. Desmarres, A. Pothier, X. Lafontan and M. Ignat. *Contact resistance determination with nanoindentation tools*. Surface Modification Technologies – XXI. Edited by T. S. Sudarshan and M. Jeandin, pages 13-22 (2008)

C. Seguineau, A. Broue, J. Dhennin, J.-M. Desmarres, A. Pothier, X. Lafontan, M. Ignat. *Mechanical Cycling for electrical performances of materials used in MEMS: Application to gold micro-switches*. Metals Materials And Processes, 1(3), pages 1-24 (2008)

- **Conférences internationales avec comité de relecture**

H. Liu, D. Leray, P. Pons, S. Colin and A. Broué. *Finite Element Based Surface Roughness Study for Ohmic Contact of Microswitches*. Proceedings of the 58th IEEE Holm Conference on Electrical contacts, 2012 (*Unpublished*)

- T. Fourcade, A. Broue, J. Dhennin, J.-M. Desmarres, C. Segueineau, O. Dalverny and R. Plana. *Damage on Aluminum freestanding thin films submitted to uniaxial tensile stress*. Proceeding of Design Test Integration and Packaging of MEMS/MOEMS (DTIP), pages 72-79 (2012)
- A. Broue, J. Dhennin, P.-L. Charvet, P. Pons, N. Ben Jemaa, P. Heeb, F. Coccetti and R. Plana. *Multi-physical characterization of micro-contact materials for MEMS switches*. Proceedings of the 56th IEEE Holm Conference on Electrical contacts, pages 363-372 (2010)
- A. Broue, J. Dhennin, F. Courtade, P.-L. Charvet, P. Pons, X. Lafontan and R. Plana. *Thermal and topological characterization of Au, Ru and Au/Ru based MEMS contacts using nanoindenter*. Proceeding of IEEE 23rd International Conference on Micro Electro Mechanical Systems (MEMS 2012), pages 544—547 (2010)
- A. Broue, J. Dhennin, F. Courtade, P.-L. Charvet, P. Pons and R. Plana. *An experimental characterization of Au- and Ru- based microcontacts for MEMS switches*. Proceeding of Design Test Integration and Packaging of MEMS/MOEMS (DTIP), pages 397-402 (2010)
- A. Broue, J. Dhennin, F. Courtade, C. Diepedale, P. Pons, X. Lafontan, and R. Plana. *Characterization of Au/Au, Au/Ru and Ru/Ru ohmic contacts in MEMS switches improved by a novel methodology*. Proceedings of SPIE MEMS MOEMS, 7592, pages 9-17 (2010)
- D. Lellouchi, J. Dhennin, X. Lafontan, D. Veyrie, A. Broue, J.-F. Le Neal and F. Presseccq. *A New Method For Hermeticity Testing of Wafer-Level packaging*. Proceedings of SPIE MEMS MOEMS, San Francisco, 7592, pages 125-134 (2010)
- C. Segueineau, J. Dhennin, T. Fourcade, J.-M. Desmarres, F. Courtade, A. Broue and M. Colin. *Reliability Assessment of RF MEMS switches*. 7th ESA Round-Table on MNT for Space Applications ESA-ESTEC (2010)
- A. Broue, J. Dhennin, C. Segueineau, X. Lafontan, C. Dieppedale, J.-M. Desmarres, P. Pons, and R. Plana. *Methodology to Analyze Failure Mechanisms of Ohmic Contacts on MEMS Switches*. IEEE 47th Annual International Reliability Physics Symposium, pages 869-873 (2009)
- A. Broue, T. Fourcade, J. Dhennin, F. Courtade, C. Dieppedale, P. Pons, X. Lafontan and R. Plana. *Validation of Bending Test by Nanoindentation for Micro-Contact Analysis of RF-MEMS Switches*. Proceeding of 20th workshop on micromachining, micro mechanics and micro system, pages 125-132 (2009)

C. Segumineau, A. Broue, J. Dhennin, J.-M. Desmarres, A. Pothier, X. Lafontan and M. Ignat. *Mechanical Cycling for electrical performances of materials used in MEMS: Application to gold micro-switches*. Proceeding of MP3-MIDAS (2007)

C. Segumineau, A. Broue, J. Dhennin, J.-M. Desmarres, A. Pothier, X. Lafontan and M. Ignat. *MEMS Characterization – A new experimental approach for measuring electrical contact resistance by using nanoindentation*. Proceeding of 18th Workshop on MicroMechanics Europe, pages 281-284 (2007)

F. Pennec, D. Peyrou, P. Pons, J. Dhennin, A. Broué, C. Segumineau and F. Courtade. *Modeling of RF MEMS contact for investigation of the degradation mechanism*. Proceeding of 6th ESA-ESTEC conference, pages 186-195 (2007)

C. Segumineau, A. Broué, J. Dhennin, J.-M. Desmarres, F. Courtade, X. Lafontan and M. Ignat. *Estimation of the electrical resistance of a micro-contact - Application to gold micro-switches*. Proceeding of 6th ESA-ESTEC conference, pages 96-104 (2007)

C. Segumineau, A. Broué, F. Pennec, J. Dhennin, J.-M. Desmarres, A. Pothier, X. Lafontan and M. Ignat. *New Experimental Approach for Measuring Electrical Contact Resistance with an Accurate Mechanical Actuation, Evaluation of the Performances of Gold Micro-switches*. MRS proceeding, 1(1052), pages 625-634 (2007)

- **Conférence nationale**

A. Broue, "Nouvelle méthode de caractérisation des contacts ohmiques dans les interrupteurs MEMS", Conférence annuel école doctorale GEET (2009)

Annexes

ANNEXE 1 – BANC DE TEST D'ENDURANCE

Afin d'évaluer l'endurance des micro-interrupteurs, un banc de test dédié a été développé au sein de l'entreprise NOVAMEMS, parallèlement au banc présenté dans le chapitre 4. En effet, le banc de micro-flexion permet de réaliser 1000 cycles tout au plus. En outre, le temps nécessaire à la réalisation d'un cycle sur ce banc dépasse la dizaine de seconde. Ainsi, réaliser un million de cycle pour étudier l'endurance du microcontact est inenvisageable sur le banc de microflexion. Il est donc nécessaire de développer un banc de test dédié à l'actionnement électrostatique, permettant de vieillir le composant à des fréquences dépassant la dizaine de kilohertz. Le schéma de principe de ce banc de test est présenté sur la Figure 123.

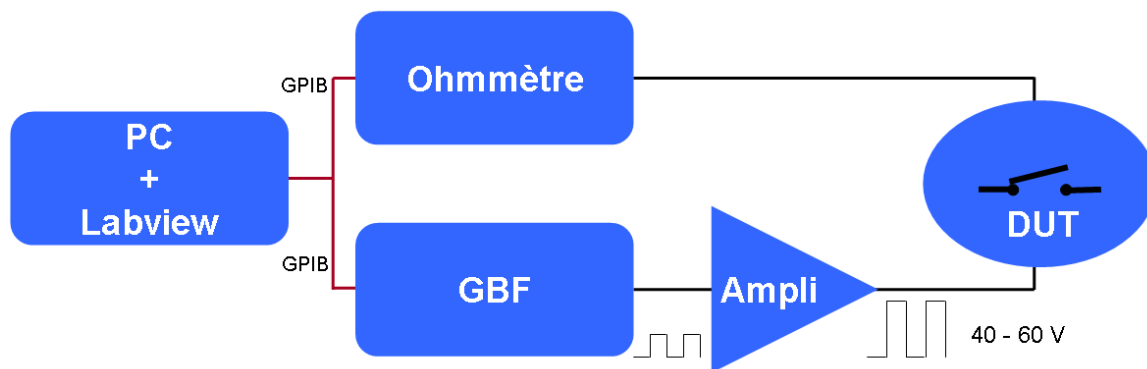


Figure 123 – Schéma de principe

L'actionnement du micro-interrupteur est réalisé grâce à un générateur de signaux basses fréquences (GBF) qui délivre un signal carré d'amplitude maximale de 10 V à la fréquence maximale de 15 MHz. Ce signal est ensuite amplifié par un montage amplificateur inverseur, linéaire jusqu'à 20 kHz et pouvant atteindre une tension maximale de 100 V. Par ailleurs, les mesures de résistances de contact sont effectuées à l'aide d'un multimètre. La fréquence de mesure de la résistance de contact peut être modifiée en fonction du besoin. Cette résistance est mesurée via une méthode de mesure quatre fils. En outre, les différents appareils de mesures sont pilotés grâce à un logiciel développé sous le programme Labview, basé sur un langage de programmation graphique appelé langage G.

Différents profils d'actionnement peuvent être réalisés :

- Commutation à chaud (*Hot Switching*) : un signal électrique parcourt le composant pendant toute la durée de l'actionnement. Un générateur supplémentaire permet d'appliquer en permanence ce signal.

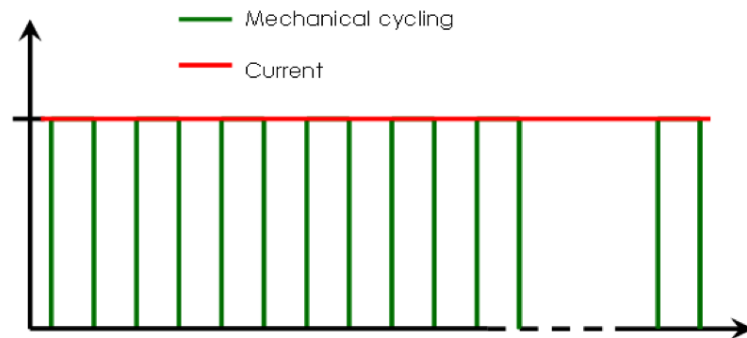


Figure 124 – Commutation à chaud

- Commutation à froid (*Cold Switching*) : le signal parcourt le micro-interrupteur seulement lorsqu'il est à l'état fermé. Ce signal est synchronisé avec le signal d'actionnement à l'aide d'un GBF, dont le rapport cyclique vaut $\frac{1}{2}$ du rapport cyclique du signal d'entrée en décalant la phase de -45° par rapport à l'actionnement.

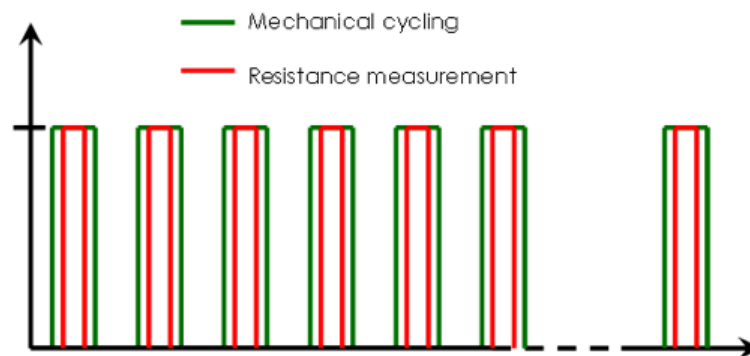


Figure 125 – Commutation à froid

- Commutation mécanique : le composant est actionné sans qu'aucun courant ne parcourt le contact.

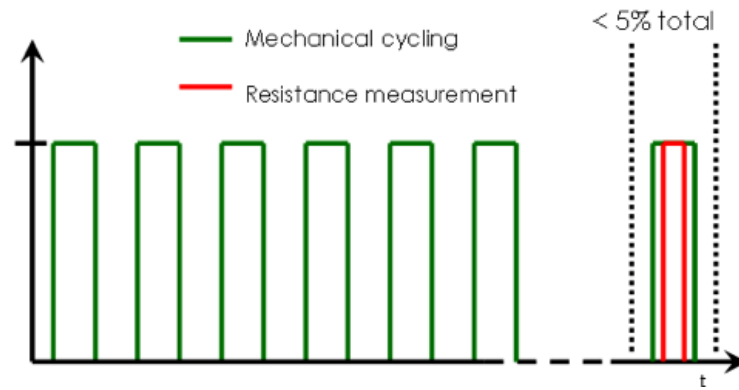


Figure 126 – Commutation exclusivement mécanique

Ce banc a été conçu pour cycler jusqu'à 24 micro-interrupteurs simultanément. Les composants peuvent être soit placés dans une enceinte climatique, soit soumis à des vibrations ou encore à des radiations. La Figure 127 illustre une séquence de test réalisée en commutation froide sur un interrupteur MEMS.

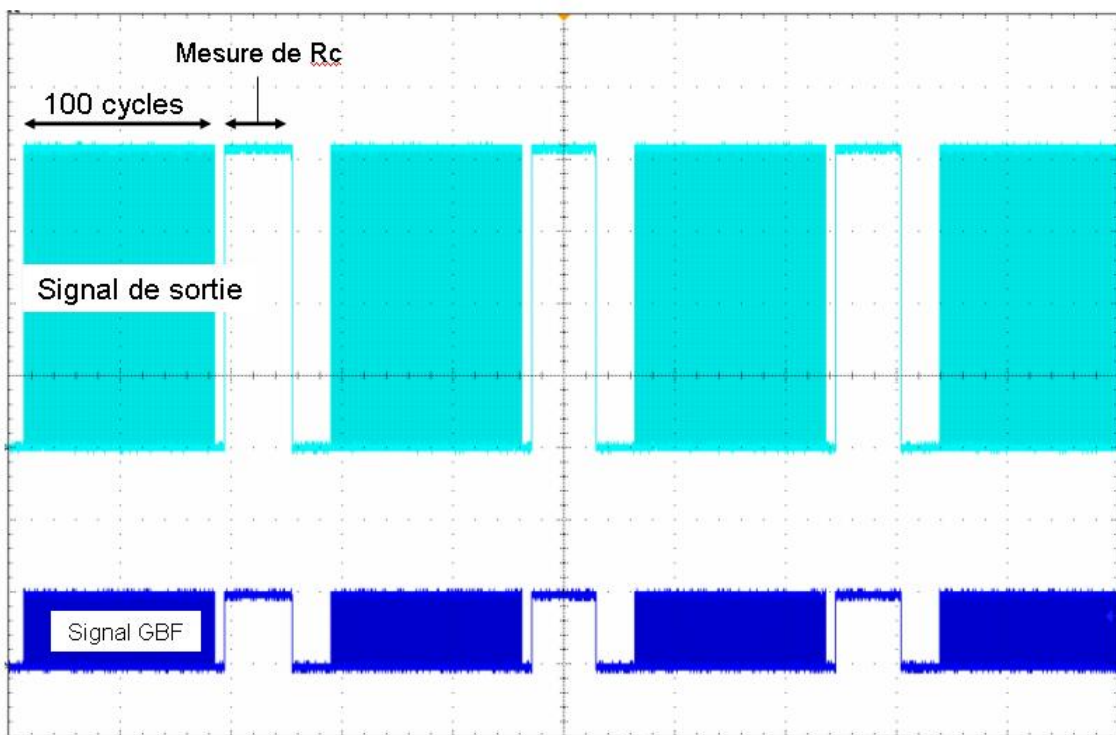


Figure 127 – Séquence de test en « cold switching » avec 1 mesure de résistance tous les 100 cycles

ANNEXES 2 - CARACTERISATION DE MICRO-INTERRUPTEURS COMMERCIAUX

Plusieurs essais ont été réalisés sur deux micro-interrupteurs commerciaux des sociétés RADANT et TERAVIDTA afin d'évaluer la pertinence des deux bancs tests précédemment décrits pour la caractérisation des interrupteurs MEMS, et plus spécialement du microcontact.

A.2.1 RADANT MEMS RMI 2004

A.2.1.1 PRESENTATION GENERALE

Le micro-interrupteur de RADANT RMI 2004 a été développé à la Northeastern University de Boston (USA) en collaboration avec ANALOG DEVICES. Ce composant, dit SPST (*Single Pole Single-Throw*), est présenté dans les différentes revues spécialisées [1][2] comme le plus fiable du marché en terme de performance et de durée de vie, pouvant excéder les 900 milliards de cycles [3]. Il est constitué d'une poutre encastrée-libre en or, d'une épaisseur de 10 μm , s'actionnant grâce à une électrode située sous la partie mobile du composant pour une tension d'actionnement de 80 V. La particularité de ce dispositif réside dans la raideur relativement élevée de la partie mobile, l'absence de diélectrique sur les électrodes et la très faible distance séparant les électrodes fixes et mobiles, inférieure à la centaine de nanomètres. Les images MEB du composant avant et après désencapsulation sont présentées sur la Figure 128.

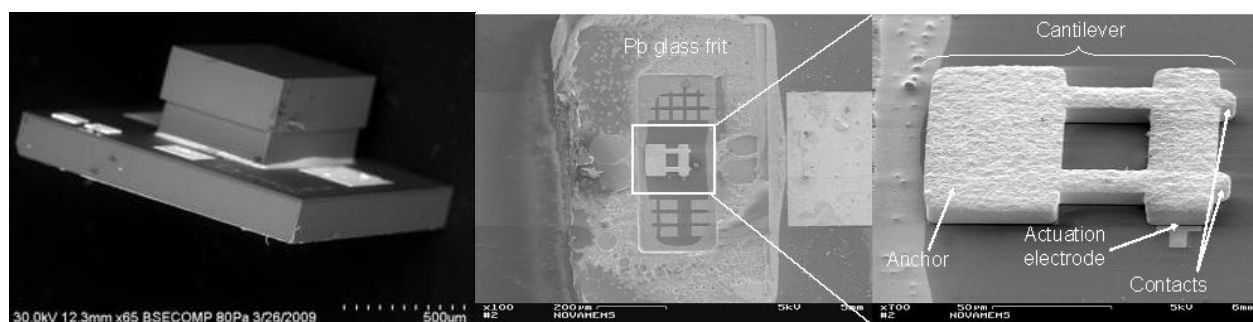


Figure 128 – Image MEB du composant RMI 2004 de Radant

Un double contact est situé sous la poutre afin d'assurer le passage du courant grâce à travers un revêtement métallique en ruthénium. Le boîtier d'encapsulation du micro-interrupteur est composé d'une pièce de silicium usinée par DRIE, reportée sur le substrat grâce à un scellement à base de verre au plomb. Ce composant est encapsulé hermétiquement sous un gaz inerte permettant de limiter la corrosion et la pollution des microcontacts. Des images MEB des électrodes de contact sont présentées dans la Figure 129.

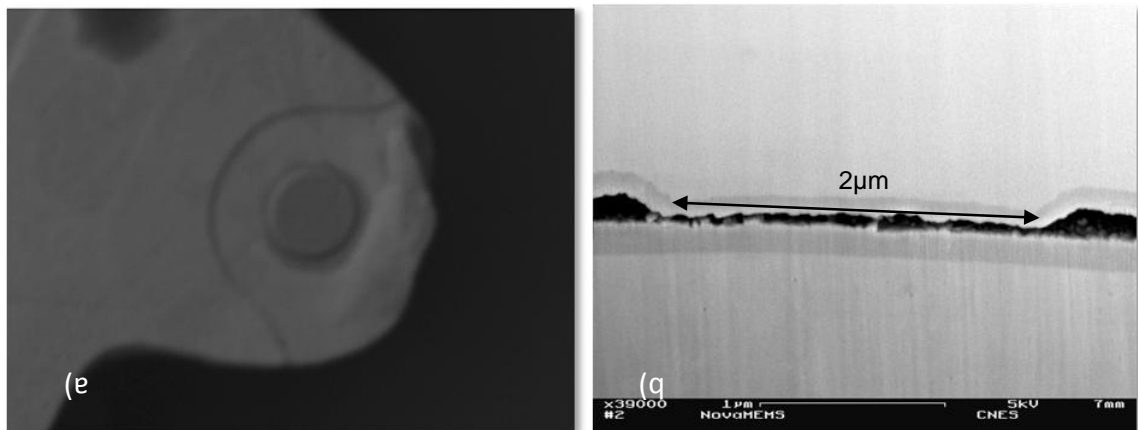


Figure 129 – Images MEB a) du contact mobile b) vue en coupe des électrodes fixes et mobiles après une micro-section réalisée au FIB (Focused Ion Beam)

A.2.1.2 TESTS D'ENDURANCE

Des tests d'endurance ont été réalisés sur le dispositif de RADANT. Il s'agit de vérifier dans un premier temps la robustesse du banc de cyclage, mais aussi d'observer si les performances annoncées sont confirmées par nos essais. Ainsi, nous avons réalisé un million de cycles selon trois modes de commutation, à savoir « *hot switching* » (commutation chaude), « *cold switching* » (commutation froide) et « *mechanical switching* » (commutation mécanique). Le nombre maximum de cycles réalisé ici est faible comparé aux valeurs annoncées par le constructeur en raison de contraintes de temps et d'immobilisation du matériel de test. Les mesures de résistances électriques 4 fils sont réalisées en source de courant ($I = 10 \text{ mA}$) avec une tension limite fixée à 1 V. Les résultats sont présentés sur la Figure 130.

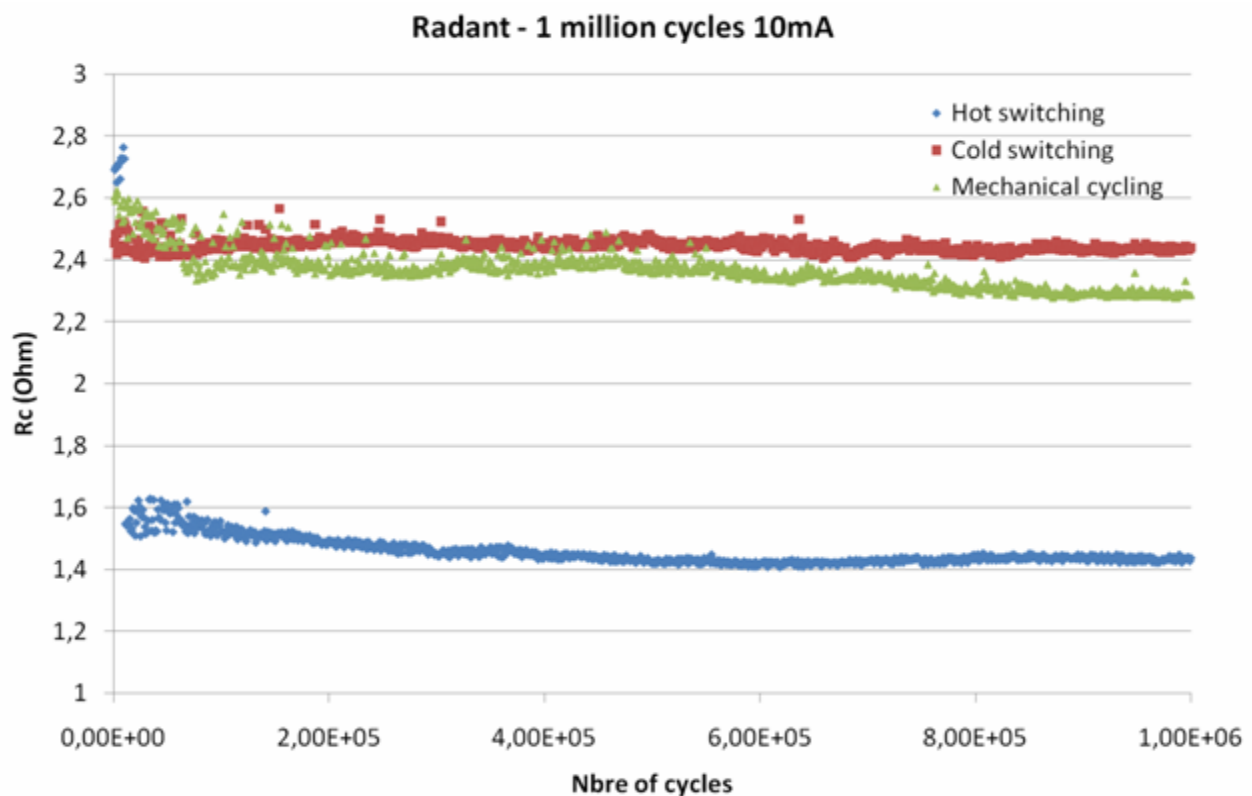


Figure 130 – Evolution de la résistance de contact sur 1 million de cycles

On observe tout d’abord que la résistance de contact est relativement instable durant les 100 000 premiers cycles. Elle décroît nettement pour les opérations réalisées en commutation chaude (passant de 2,76 Ω à 1,55 Ω en 100 000 cycles) ainsi que pour les opérations réalisées en commutation mécanique (passant de 2,62 Ω à 2,33 Ω en 100 000 cycles). Ce comportement est principalement dû au matage des aspérités de contact qui permet d’élargir l’aire de contact lors des premières commutations. Ensuite la résistance de contact se stabilise au cours du cyclage pour les trois modes de commutation. Cependant, les valeurs de résistance de contact mesurées sont plus faibles pour les cycles réalisés en commutation chaude. Cette observation confirme la présence d’événements spécifiques à l’interface de contact dus à la coupure du signal pendant l’ouverture et la fermeture du contact. Ces phénomènes physiques permettent d’augmenter considérablement l’aire de contact, ce qui se traduit par une résistance de contact plus faible. Enfin, dans les trois cas de figure, le composant est toujours fonctionnel au bout d’un million de cycles conformément aux données fournies par le constructeur.

A.2.1.3 ESSAIS DE MICRO-FLEXION

Dans un premier temps, la raideur de la partie mobile est mesurée grâce au banc de micro-flexion, avant d'étudier l'évolution de la résistance des microcontacts du micro-interrupteur de RADANT en fonction de la force appliquée. Pour ces essais spécifiques, le boîtier du composant a préalablement été retiré pour avoir accès aux parties mobiles du microsysteme pour l'actionnement mécanique. Ensuite, le composant a été reporté puis câblé sur un PCB afin d'extraire l'évolution de la résistance de contact sous la colonne du nanoindenteur.

- **Mesure de raideur de la partie mobile**

La Figure 131 montre l'évolution sur 5 tests de la raideur de la poutre lors du fléchissement de la partie suspendue. La pointe du nanoindenteur est localisée à l'extrémité de la poutre à distance égale entre les deux contacts afin de répartir de manière égale la charge appliquée aux deux contacts. L'emplacement de la pointe est matérialisé par la croix blanche superposée à la photo du micro interrupteur sur la Figure 131.

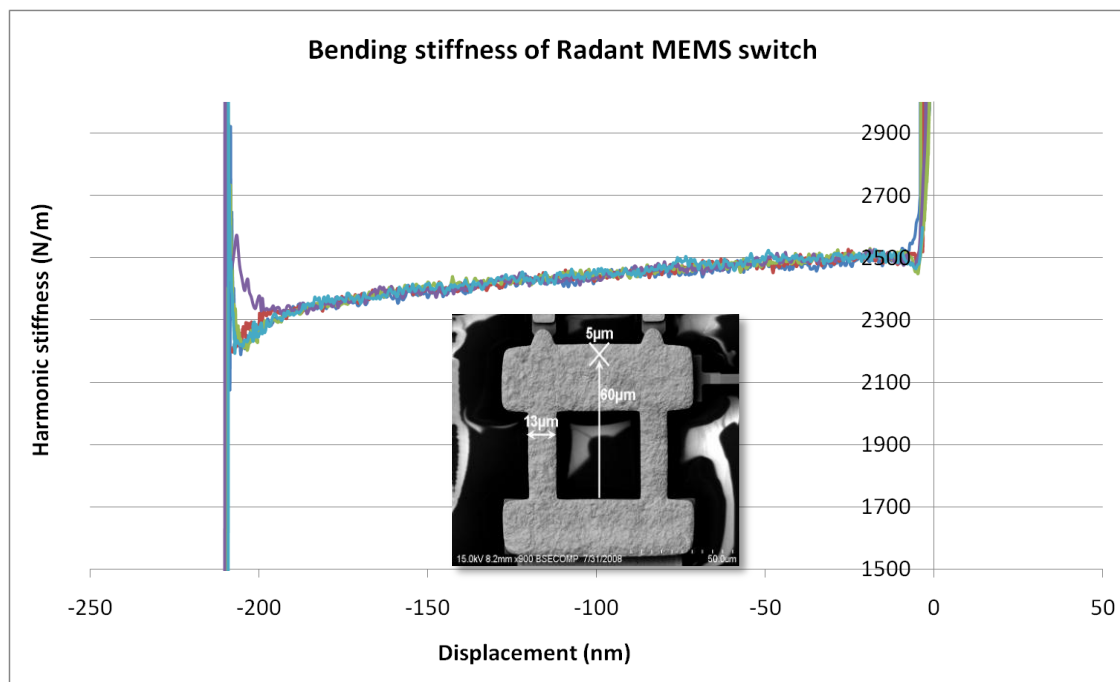


Figure 131 – Mesure de la raideur harmonique en fonction du déplacement de la pointe.

On observe sur le graphique de la Figure 131 à partir de - 208 nm une brusque augmentation de la raideur sur l'axe de déplacement de la colonne du nanoindenteur. Cet événement correspond à au contact entre la pointe et la poutre. Ensuite, la pointe continue sa course verticale en fléchissant la poutre jusqu'à -5 nm. A partir de cette valeur, la raideur augmente à nouveau brusquement,

traduisant ainsi le contact entre les électrodes de la partie suspendue et de la partie fixes du composant. La raideur harmonique de la partie mobile, mesurée grâce au module CSM, évolue entre 2300 et 2500 N.m⁻¹ pour une amplitude des oscillations de 1 nm et une fréquence de 75 Hz. En considérant la position de la pointe sur le composant lors du test de micro-flexion, l'équation d'Euler-Bernouilli pour une poutre encastrée-libre permet d'estimer la raideur k de la partie mobile pour une longueur $L = 60 \mu\text{m}$, une largeur $w = 2 \times 13 \mu\text{m}$ et une épaisseur $t = 10 \mu\text{m}$, tel que :

$$k = \frac{Ewt^3}{4L^3} \quad \text{Équation 65}$$

Le résultat donné par cette formule analytique est de 2400 N.m⁻¹, en considérant le module d'élasticité E de l'or constituant la poutre égale à 80 GPa.

La raideur mesurée lors de l'essai de micro-flexion est donc très proche de la valeur analytique calculée. On observe également sur la Figure 131 que la distance entre les électrodes mobiles et fixes est également mesurée avec cette méthodologie, et correspond à une valeur de 200 nm. Ces premiers résultats confirment la pertinence du banc de micro-flexion pour caractériser les propriétés mécaniques d'un tel système.

- **Evolution de la résistance de contact en fonction de la force appliquée**

Cette partie de l'étude consiste à étudier le comportement électromécanique des microcontacts de l'interrupteur RMI 2004 de RADANT. L'évolution de la résistance de contact est mesurée en fonction d'une force croissante, appliquée par la pointe sur les microcontacts du dispositif jusqu'à une valeur de 270 μN . Le micro-interrupteur étant composé de deux contacts à équidistance du point de charge, on peut raisonnablement estimer que la force transmise à chaque microcontact est d'environ 135 μN . Les mesures électriques sont réalisées en source de courant avec une mesure quatre fils de la résistance de contact. Les paramètres d'entrée du test sont résumés dans le Tableau 19.

Tableau 19 – Paramètres d’entrée du test

Force maximale appliquée	270 μN
Mode de commutation	Cold switching
Charge électrique (source de courant)	1 mA / 100mV (max)
Taux de charge	1 $\mu\text{N/s}$
Atmosphère	Air libre

La Figure 132 présente les résultats obtenus en mesurant l’évolution de la résistance de contact en fonction de la force appliquée sur 5 tests identiques. Les résistances électriques de la poutre et des lignes ont été retranchées aux mesures présentées dans le graphique suivant.

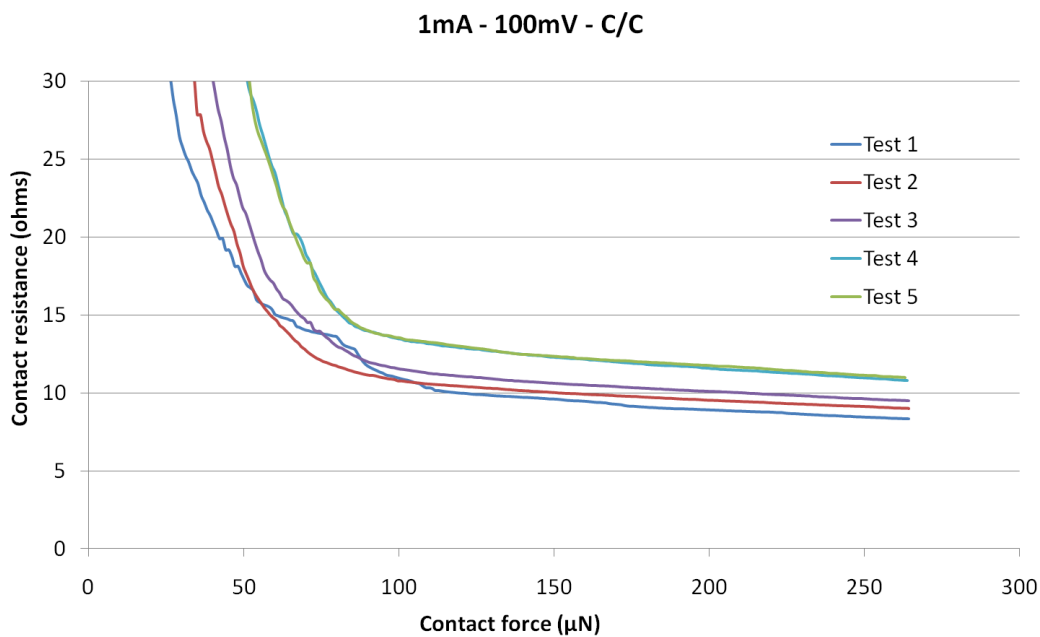


Figure 132 – Evolution de la résistance de contact en fonction de la force appliquée par la pointe sur 5 tests successifs

Sur ces 5 essais, on observe une brusque diminution de la résistance de contact en fonction de la force appliquée jusqu’à 80 μN . A partir de cette valeur, la résistance de contact décroît linéairement avec la force pour atteindre une valeur évoluant entre 8,5 Ω et 11 Ω en fonction du test réalisé. On observe également que la résistance à charge maximale augmente au fur à mesure des essais. Par ailleurs, les valeurs de résistance de contact mesurées sont très supérieures à celles

obtenues avec le banc d'endurance. Ceci nous amène à penser que la charge appliquée par la pointe du nanoindenteur sur les contacts, est certainement plus faible que celle obtenue lors de l'actionnement électrostatique. De plus, la désencapsulation du composant, a certainement entraîné la formation d'une fine couche d'oxyde à la surface des électrodes de contact. En effet, les étapes de désencapsulation, de report et de câblage, n'ont pas pu être réalisées dans une atmosphère inerte. La formation de ces films isolants dans le temps est également accréditée par l'augmentation de la résistance de contact à charge maximale lors des tests successifs réalisés sous atmosphère non contrôlée.

A.2.2 TERAVIDTA

A.2.2.1 PRESENTATION GENERALE DU COMPOSANT

L'interrupteur RF MEMS TT712 a été conçu et fabriqué par TERAVIDTA TECHNOLOGIES, société texane issue d'un groupement des laboratoires de recherche commun à plusieurs acteurs historiques des télécoms (HP, Lockheed Martin, Motorola, Nortel, Reaytheon, Telecordia). Ce composant a été un des premiers dispositifs de la filière micro-interrupteur ohmique à être commercialisé grâce à son haut niveau de fiabilité (100 millions de cycles sans défaillance [3]) et de performances DC et RF. Ce dispositif, dit SPDT (*Single Pole Double-Throw*), est composé de deux membranes mobiles qui permettent de commuter le signal entre une entrée et deux sorties, le tout encapsulé hermétiquement dans une atmosphère inerte. Les parties mobiles sont en forme de disques de 2.5 μm d'épaisseur, suspendues par trois bras de maintien au-dessus des électrodes fixes. La tension d'actionnement est de 68 V. Les observations du composant réalisées par microscopie optique sont présentées sur la Figure 133.

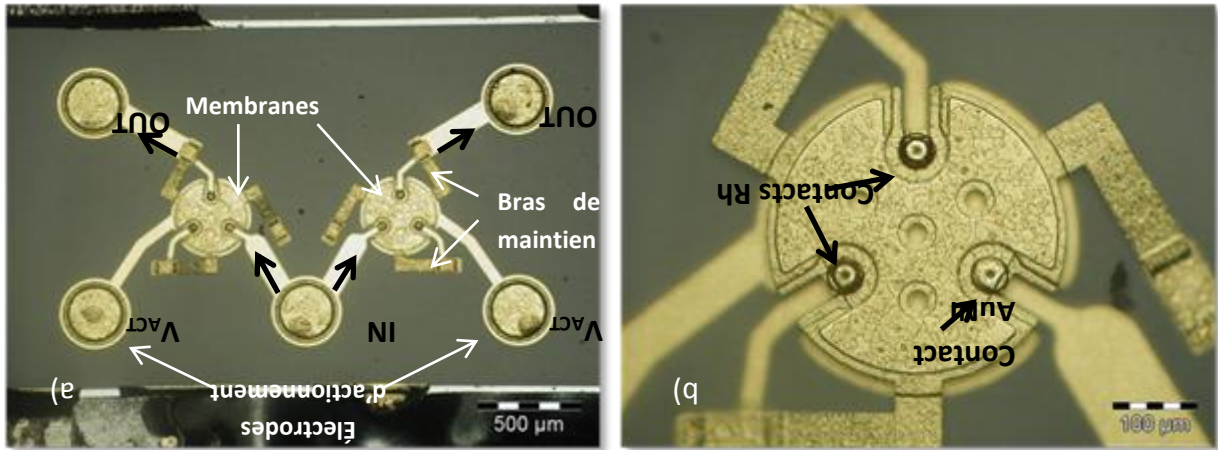


Figure 133 – a) Vue globale de la puce après avoir retirée le capot de scellement hermétique b) Vue détaillée d'une membrane du composant

D'après les analyses X-EDS, deux matériaux de différentes natures sont utilisés pour réaliser les contacts entre les électrodes fixes et mobiles : un contact est réalisé à partir d'un alliage or-nickel, tandis que les deux autres électrodes sont constituées de rhodium, matériau plus « dur » et plus résistif que l'or. Des photographies MEB des électrodes de contact sont présentées sur la Figure 134 et la Figure 135.

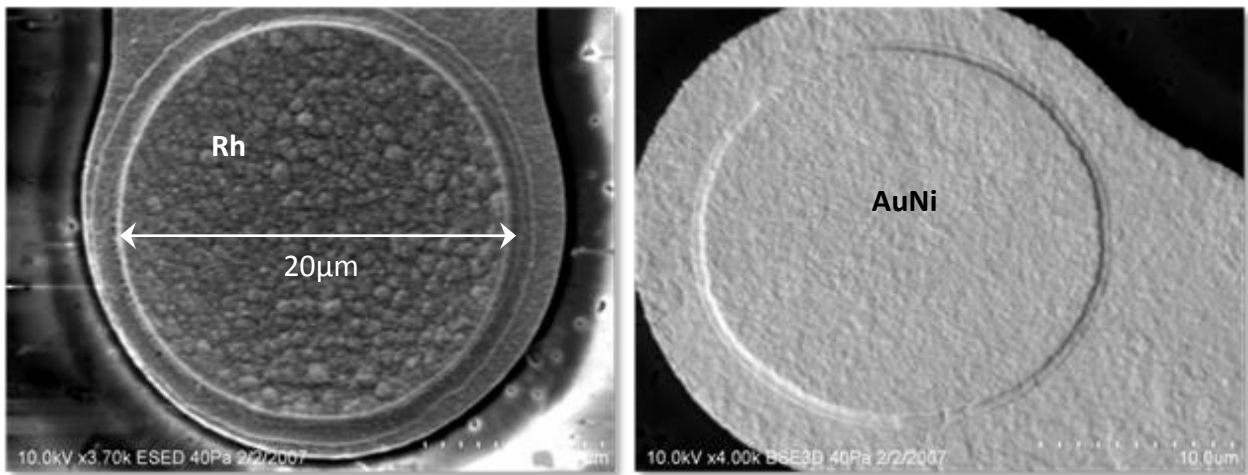


Figure 134 – Contacts en rhodium en or – électrodes fixes

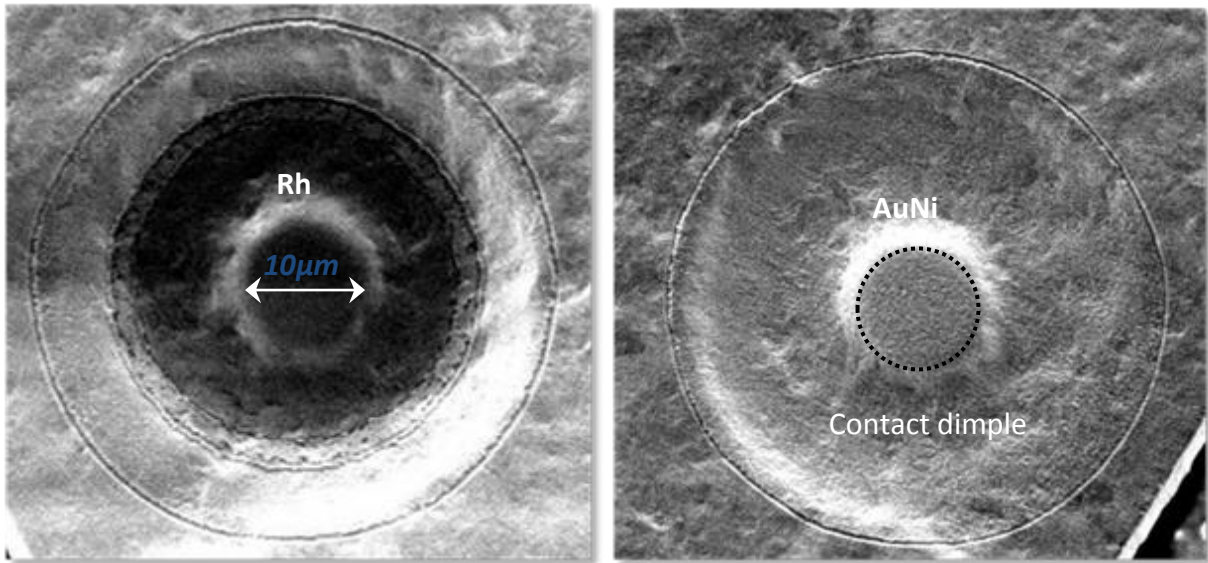


Figure 135 – Contacts en rhodium en or – électrodes mobiles

A.2.2.2 TESTS D'ENDURANCE

L'interrupteur TT712 de TERAVIDTA a été soumis à des tests d'endurance dans les mêmes conditions que ceux réalisés sur l'interrupteur MEMS RMI 2004 de RADANT. Les résultats obtenus sont présentés sur la Figure 136.

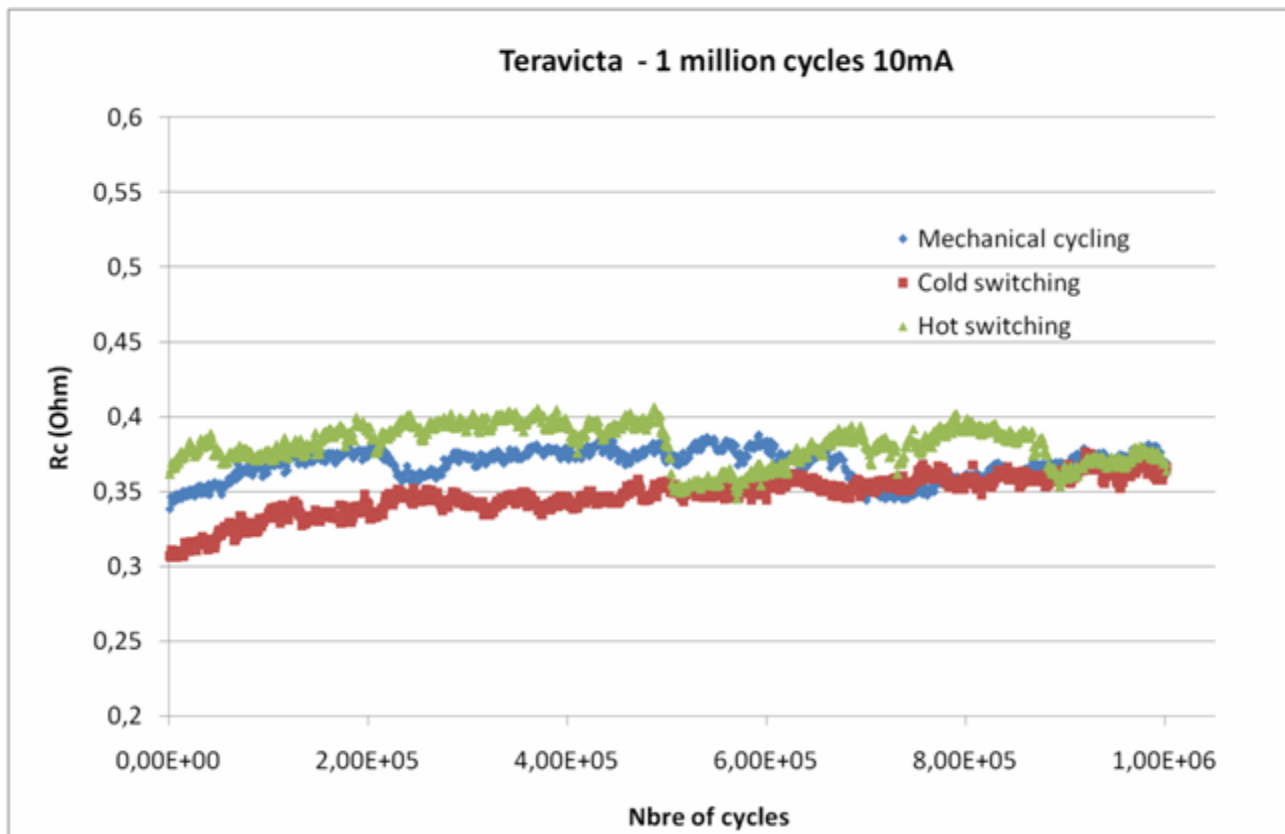


Figure 136 – Evolution of the contact resistance for 1 million cycles

Tout d’abord, on observe que les composants sont toujours fonctionnels au bout d’un million de cycles pour les trois sortes de sollicitation, conformément à la fiche technique du composant. Ensuite, on observe que les valeurs de résistance de contact ($0,31 \Omega < R_c < 0,41 \Omega$) sont faibles comparées aux valeurs obtenues avec le composant de RADANT. Les différents types de matériaux utilisés dans les deux cas peuvent expliquer cette différence. Par ailleurs, on remarque que les valeurs des résistances de contact sont relativement stables en fonction du nombre de cycles. La dispersion des valeurs de résistance de contact est tout de même légèrement plus élevée lors des tests en commutation chaude.

A.2.2.3 ESSAIS DE MICRO-FLEXION

- **Mesure de raideur de la partie mobile**

Comme pour le composant de RADANT, des tests de micro-flexion permettent de déterminer la raideur de la partie mobile. Nous avons retiré le capot de scellement du composant, puis reportée et câblée la puce sur un PCB. La meilleure façon d’actionner mécaniquement ce composant serait de placer la pointe au centre du disque suspendu. Malheureusement, ceci est impossible car un

trou est situé à cet emplacement. C'est pourquoi, la pointe est légèrement décalée vers le contact AuNi comme indiqué sur la photo de la Figure 137. Les résultats obtenus sont présentés sur cette même figure.

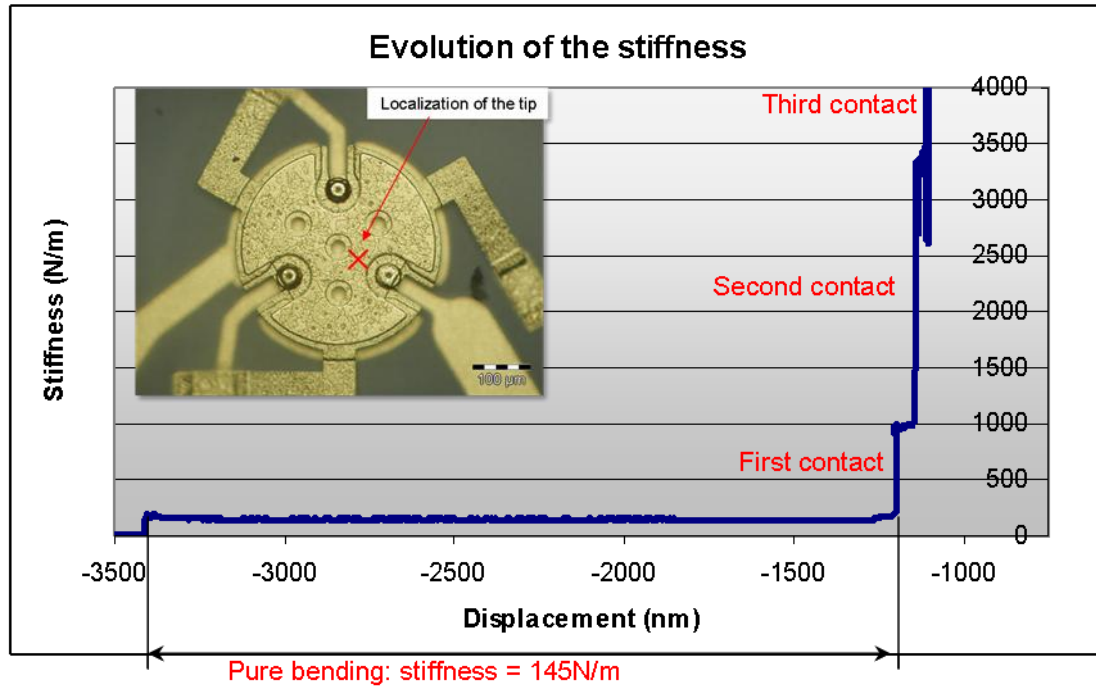


Figure 137 – Evolution de la raideur harmonique en fonction du déplacement de la pointe

Le premier saut de raideur observé à -3400 nm correspond au premier contact entre la pointe et la membrane. De -3400 nm à -1200 nm, la pointe fléchit la membrane sur un axe verticale. La raideur harmonique de la membrane mesurée est égale à 145 N/m et l'espacement entre les électrodes fixes et mobiles est d'environ 2200 nm. Enfin, les trois sauts de la raideur harmonique, lors du prolongement de la course de la pointe sur l'axe vertical, correspondent aux différents contacts réalisés entre les 3 électrodes fixes et mobiles.

Afin de comprendre l'utilité des trois contacts de ce composant, des mesures par profilométrie optique ont été réalisées sur les électrodes fixes après avoir retourné la membrane mobile (cf. Figure 138).

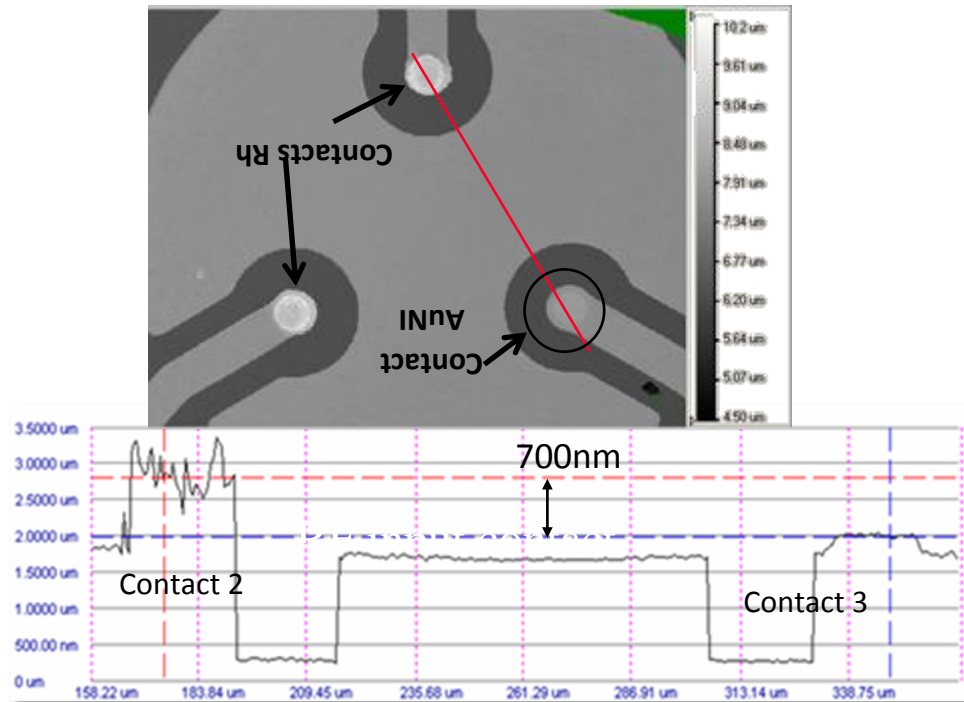


Figure 138 – Différence de hauteur entre le contact 3 (AuNi) et le contact 2 (Rh)

Les électrodes constituées de rhodium sont 700 nm au-dessus de l'électrode en or. Ainsi, on comprend que l'actionnement mécanique se déroule en deux temps : tout d'abord, le contact se fait entre les électrodes en rhodium, plus durs que l'alliage AuNi, qui subissent le choc mécanique, puis le contact entre les électrodes AuNi va être réalisé afin de transmettre le signal (comme illustré sur la Figure 139).

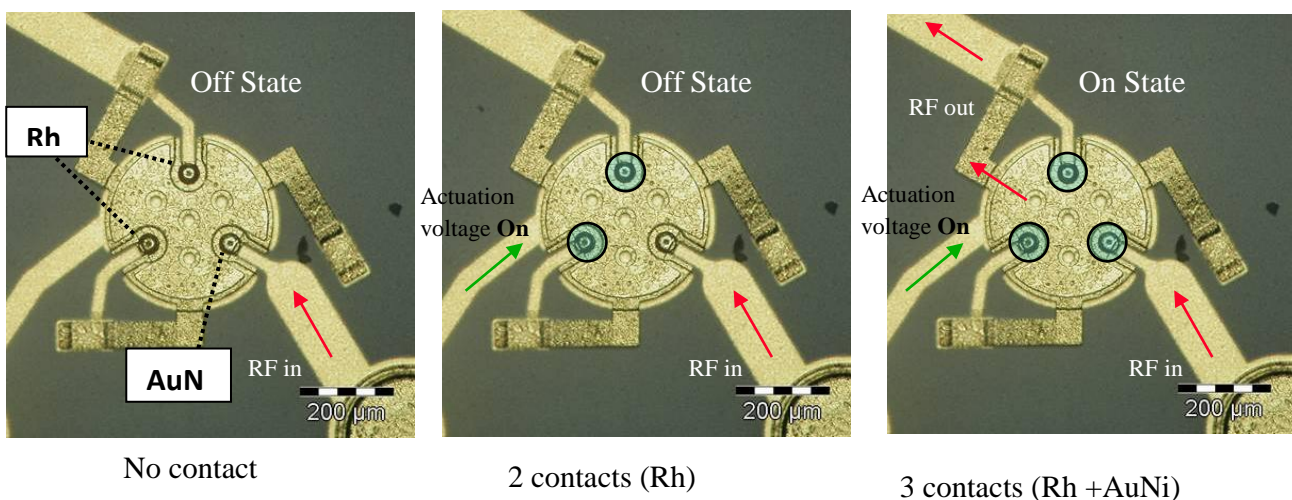


Figure 139 – Dynamique de l'actionnement

- **Evolution de la résistance de contact en fonction de la force appliquée**

Des tests d'actionnement mécanique du composant ont été réalisés afin d'observer le comportement électromécanique du microcontact sur 5 essais consécutifs. Les paramètres d'entrée du test sont résumés dans le Tableau 20.

Tableau 20 – Paramètres d'entrée du test

Force maximale appliquée	315 μ N
Mode de commutation	Cold switching
Charge électrique (source de courant)	1 mA / 100mV (max)
Taux de charge	20 μ N/s
Atmosphère	N ₂ (Rh < 5%)

Les résultats sont présentés sur la Figure 140.

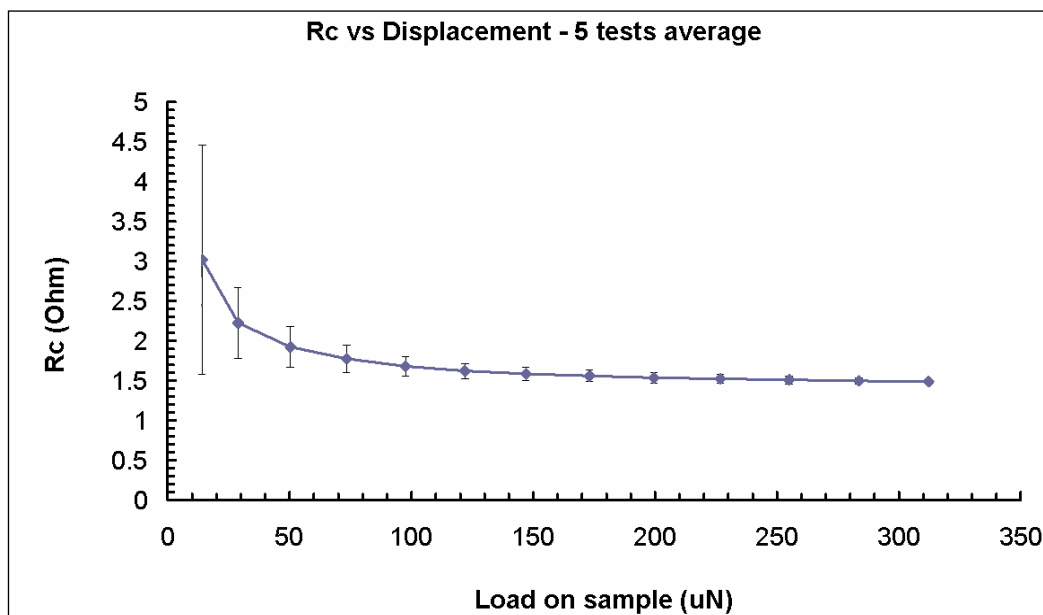


Figure 140 – Résistance de contact moyenne en fonction de la force appliquée sur 5 essais identiques, les barres d'erreur représentent l'écart type des mesures lors des 5 essais

On observe tout d'abord une forte diminution ainsi qu'une dispersion élevée des valeurs de résistance de contact à faible charge. A partir de 150 μ N, la résistance de contact se stabilise et décroît beaucoup plus doucement qu'à faible charge. De plus, la résistance de contact à charge

maximale est plus grande que celle mesurée lors des tests d'endurance. La formation de film de contamination à la surface de l'électrode, due à la désencapsulation du composant et aux étapes de micro-câblage réalisées à l'air libre, explique vraisemblablement cette hausse. Par ailleurs, ces essais ont été réalisés sous atmosphère inerte. C'est pourquoi, nous n'observons pas de hausse de résistance de contact entre chaque actionnement à la différence des essais réalisés sur le composant de RADANT.

A.2.3 CONCLUSION

La plateforme de caractérisation de micro-interrupteurs a permis de d'étudier l'endurance ainsi que les performances des composants RMI 2004 et TT712. Ces deux dispositifs MEMS ont effectué 1 millions de cycles sous diverses sollicitations sans défaillances. L'évolution de la résistance de contact en fonction de la force appliquée a également été mesurée pour ces deux micro-interrupteurs. Cependant, nous avons observé que la désencapsulation des composants entraîne un biais dans la mesure de résistance de contact. Le banc de test de micro-flexion nous a également permis de comprendre la dynamique d'actionnement du composant TT712. Une étude plus approfondie de ces deux dispositifs est disponible dans deux rapports internes propriétés de l'entreprise NOVAMEMS.

A.2.4 RÉFÉRENCES

- [1] J. Maciel. RF MEMS switches are reliable : a comprehensive technology overview. MEMS Investor Journal (2010) consulté le 4 décembre 2010, <http://www.memsinvestorjournal.com/2010/07/rf-mems-switches-are-reliable-a-comprehensive-technology-overview.html>
- [2] G.M. Rebeiz and J.B. Muldavin. *RF MEMS switches and switch circuits*. IEEE Microwave Magazine, 2(4), pages 59-71 (2001)
- [3] C. Goldsmith, J. Maciel and J. McKillop. *Demonstrating Reliability*. IEEE Microwave magazine, 8(6), pages 56-60 (2007)

RESUME

Auteur : Adrien Broué

Titre : Analyse multi-physique des sources de défiabilisation du microcontact ohmique dans les interrupteurs MEMS

Directeurs de thèse : Robert Plana, Xavier Lafontan et Patrick Pons

Les micro- et nanotechnologies (MNT) connaissent aujourd'hui un essor important dans des domaines très variés. On observe en particulier un développement des filières de micro-interrupteurs. En effet, les interrupteurs MEMS ont démontré un gain de performances significatif en comparaison avec les systèmes de commutation actuels. Ces composants sont donc devenus très attractifs pour de nombreuses applications grand public et haute fiabilité, notamment en raison de la facilité d'intégration des microsystèmes à d'autres composants passifs ou issus de la filière microélectronique. L'énorme potentiel de cette technologie a poussé la communauté scientifique à envisager les micro-interrupteurs comme technologie de substitution aux systèmes de commutation actuels pour les applications faibles à moyennes puissances. Cependant, ces interrupteurs MEMS n'ont pas encore atteint un niveau de fiabilité convenable pour entrer en phase d'industrialisation poussée. L'une des principales défaillances observées durant le fonctionnement du composant se traduit soit par l'augmentation de la résistance de contact en fonction du nombre de cycles, allant jusqu'à atteindre une résistance infinie, soit par le collage irrémédiable des deux électrodes de contact au cours des cycles de commutations, annihilant la commande du composant. Ces deux phénomènes limitent de manière drastique la durée de vie du micro-interrupteur. La fiabilité du microcontact électrique, demeure ainsi le point critique dans ce type de composant, en raison des forces de contact bien souvent très faibles, entraînant des aires de contact effectives extrêmement réduites et des températures à l'interface de contact relativement élevées.

C'est pourquoi de nouvelles techniques de caractérisation du microcontact ont été développées pendant cette thèse afin d'étudier l'évolution de la résistance de contact en fonction du nombre de cycles et de la force appliquée. Ces bancs de test nous permettent d'analyser le comportement électromécanique et électrothermique du microcontact, afin de comprendre l'origine des mécanismes de défaillance à travers une approche physique. L'originalité des travaux réalisés dans cette thèse réside dans l'étude de la température à l'interface de contact, considérée ici comme le principal vecteur de défaillance des contacts dans les interrupteurs MEMS ohmiques. En effet, la hausse de la température de contact engendre les principaux mécanismes de défaillance du microcontact, à savoir l'adhésion, le transfert de matière et la croissance de films isolants en surface du contact. Plusieurs types de contact seront étudiés afin d'accroître la compréhension des phénomènes physiques à l'origine des défaillances pour finalement proposer une configuration fiable, fonctionnant malgré les contraintes thermiques à l'interface de contact.

Mots-clés : micro-interrupteur, MEMS RF, microcontact, résistance de contact, fiabilité, défaillance, nanoindenteur, température de contact, or, ruthenium, rhodium, nickel, contact monométallique, contact bimétallique