Simulation numérique du procédé de sertissage de contacts électriques aéronautiques : optimisation des conditions d'assemblage pour la tenue mécanique

Matthieu Petitprez

▶ **To cite this version:**

Matthieu Petitprez. Simulation numérique du procédé de sertissage de contacts électriques aéronautiques : optimisation des conditions d'assemblage pour la tenue mécanique. Mécanique des matériaux [physics.class-ph]. Ecole Nationale Supérieure des Mines de Paris, 2013. Français. NNT : 2013ENMP0093 . tel-01102755v2

HAL Id: tel-01102755

https://pastel.hal.science/tel-01102755v2

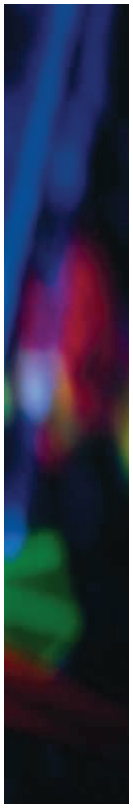
Submitted on 14 Feb 2016

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.

ParisTech
INSTITUT DES SCIENCES ET TECHNOLOGIES
PARIS INSTITUTE OF TECHNOLOGY

MINES ParisTech



Ecole doctorale n° 364 : Sciences fondamentales et appliquées

Doctorat ParisTech

T H È S E

pour obtenir le grade de docteur délivré par

l'École nationale supérieure des mines de Paris

Spécialité "Science et Génie des Matériaux "

présentée et soutenue publiquement par

Matthieu PETITPREZ

le 02 Décembre 2013

Simulation numérique du procédé de sertissage de contacts électriques aéronautiques: Optimisation des conditions d'assemblage pour la tenue mécanique.

Directeur de thèse : **Katia MOCELLIN**

Mme. Sandrine THUILLIER, Professeur, LIMATB, Université de Bretagne Sud	Présidente du jury
M. Eric MARKIEWICZ, Professeur, LAMIH, Université de Valenciennes	Rapporteur
M. Alain DAIDIE, Professeur, INSA de Toulouse	Rapporteur
M. Mohamed RACHIK, Docteur, HDR, Laboratoire Roberval, UTC Compiègne	Examinateur
M. Pierre-Olivier BOUCHARD, Docteur, HDR, CEMEF, Mines-Paristech	Examinateur
Mme. Katia MOCELLIN, Docteur, HDR, CEMEF, Mines-Paristech	Examinateur
M. Philippe TONTIC, Chef de projet PSI, Eurocopter, Marignane	Invité
M. Christophe DESJEAN, Ingénieur, Airbus, Toulouse	Invité

Centre de Mise en Forme des Matériaux
Rue Claude Daunesse B.P. 207, 06904 Sophia Antipolis Cedex, France

T H E S E

Remerciements

Je remercie tout d'abord Mme Elisabeth Massoni, directrice du Centre de Mise en Forme des Matériaux, ainsi que l'ensemble du personnel pour leur accueil durant ces quatre années au CEMEF.

J'adresse ensuite toute ma reconnaissance à celle qui a toujours su m'orienter dans mon travail. Je ne parle pas de ma Mounette, pour qui l'heure de gloire se trouve 44 lignes plus bas, mais du Dr. Katia Mocellin. En devenant mon directeur de thèse, elle s'est vue confier la lourde tâche de corriger mes fautes récurrentes d'accords de participes passés, et de donner à mon style d'écriture la tournure scientifique qui lui faisait défaut.

J'exprime toute ma gratitude aux différents membres du jury, qui ont accepté de consacrer du temps à la lecture et à l'analyse de mon travail: Pr. Sandrine Thuillier en tant que présidente de mon jury de thèse, Pr. Eric Markiewicz et Pr. Alain Daidié qui ont accepté la tache de rapporteurs et Dr. Mohamed Rachik et Dr. Pierre-Olivier Bouchard en tant qu'examinateurs.

Ce manuscrit de thèse est l'aboutissement de quatre années de travail au Centre de Mise en Forme des Matériaux. Nombreuses sont les personnes de ce laboratoire à qui j'aimerais faire part de ma gratitude. Tout d'abord, comment ne pas adresser toute mon affection à Marie-Françoise Guénegan et Françoise Trucas. Je souhaite également remercier les membres du groupe M3P et plus particulièrement François Bay, Pierre-Olivier Bouchard, Yannick Tillier et Marc Bernacki. Leurs expériences et leurs conseils ont été très importants dans mes recherches.

Je tiens également à remercier les partenaires industriels, qui ont su répondre à mes interrogations, et avec qui les échanges ont toujours été efficaces: Christophe Desjean, Philippe Tontic et Alexandre Burte. Je ne peux pas manquer de citer mes amis de l'atelier: Francis Fournier, Thierry Colin, Marc Bouyssou, Eric Brotons, Roland Hainault et Gilbert Fiorucci, pour leurs aides et leurs conseils dans toutes mes réalisations manuelles plus ou moins officielles!

A présent, quelques mots sur mes conditions de travail et mes partenaires de galère. Prenez l'un des seuls bureaux climatisés du bâtiment, et ajoutez-y deux asiatiques des plus sympathiques! Le premier n'est autre que Ziad! Ô mon Ziad, tu m'as donné depuis longtemps l'envie d'aller au Liban. J'espère rapidement pouvoir concrétiser ce plan avec toi. Le second est Son, scientifique exemplaire. Son, je laisse aux rapporteurs l'immense honneur de lire tes 300 pages de thèse. Je suis certain que tu comprendras ma volonté de me contenter de leurs résumés.

Plusieurs personnes entrent et sortent de nos vies, seuls les vrais amis laissent une empreinte sur nos cœurs. Hélène et Florian, je tenais à vous exprimer tout mon amour et ma gratitude. Les temps passés en votre compagnie sont toujours aussi magiques. Mon Flo, ne voit pas ta sortie de piste des routes enneigées Finlandaises comme une exception! J'ajouterais à cette liste d'amis indéfectibles mon cher Jeanjean (qui a dit Jeanp***), ma

Nataloche et leur bébé Guapa. Enfin, que serait aujourd'hui notre vie sans "Grégory, viens là", Audrey et leur petit Louis. Certes, ce serait une vie où la grasse matinée dominicale ne serait peut-être pas un rêve! Mais ce serait surtout l'absence de nombreux instants forts en rigolades et en délires! A mes amis!

Depuis Septembre, j'ai pris mes fonctions d'Ingénieur Matériaux & Procédés chez Assystem. Depuis Septembre, j'ai su nouer d'excellentes relations avec mes camarades de travail. Julie, Sébastien et Christophe, votre intérêt pour mon travail de thèse m'a profondément touché. Je vous remercie d'avoir fait le déplacement pour assister à ce moment fort pour moi.

Mounette et Papou, la plus grande gloire n'est pas de ne jamais tomber, mais de se relever à chaque chute. Les derniers mois n'ont pas été les plus faciles de vos vies, mais l'aboutissement de mon travail vous prouve que mon indépendance est à présent totale. Je vous remercierai toujours du soutien que vous m'avez apporté tout au long de mes études.

Jérôme et Delphine, frère et sœur, j'ai longtemps cherché un proverbe sur l'amour fraternel. Mission impossible que de trouver un proverbe optimiste sur ce sujet. A croire que notre fratrie forme une exception, puisque jamais je ne pourrais me passer de votre présence et de vos conseils.

Belle maman Coco, beau papa Lolo, Rorock', un immense merci à vous pour ce que vous êtes, la plénitude que vous nous apportez régulièrement, et l'amour que vous nous témoignez jour après jour.

Cécile, en acceptant de devenir mon épouse le 31 Août 2012, tu m'as permis d'amorcer l'accomplissement total de ma vie d'adulte et de futur père. Je ne te remercierai jamais assez pour ton soutien sans faille et ton amour. Cette thèse est pour toi.

Table des matières

Remerciements v

Table des matières ix

Chapitre 1 : Introduction : 1
1.1. Contexte général : 3
1.1.1. Les méthodes d'assemblage par déformation plastique : 3
1.1.2. Le procédé de sertissage électrique : 5
1.1.2.1. Informations générales : 5
1.1.2.2. Moyens de sertissage actuels, méthodes de validation et limitations : 6
1.1.2.3. Position du problème : 7
1.1.3. Les objectifs du projet PSI : 8
1.1.4. Les différents prototypes du projet : 9
1.1.4.1. La SCT : Smart Crimping Tool : 9
1.1.4.2. La PSB : Pince à Sertir Basique : 10
1.2. Travaux antérieurs sur le sertissage de contacts électriques : 12
1.2.1. Etudes de l'aspect mécanique du procédé d'assemblage : 12
1.2.2. Etudes de simulations numériques du sertissage électrique : 13
1.2.2.1. Représentation 2D d'un problème résolument tridimensionnel : 14
1.2.2.2. Formalisme de résolution du problème mécanique : 15
1.2.2.3. Complexité géométrique des mises en données : 16
1.2.2.4. Paramétrage des interactions et du frottement : 16
1.2.2.5. Etude du retour élastique de la matière : 17
1.2.2.6. Comportement mécanique des matériaux : 18
1.2.3. Conclusion sur la recherche bibliographique : 19
1.3. Objectifs du travail de thèse et plan du manuscrit : 20

Chapitre 2 : Essais mécaniques en vue de la caractérisation des comportements matériaux : 23
2.1. Introduction du chapitre : 25
2.2. Dispositifs d'essais mécaniques sur petits échantillons : 25
2.2.1. Etude bibliographique : 25
2.2.1.1. Nature des échantillons et dispositifs expérimentaux : 25
2.2.1.2. Fléchissement des dispositifs expérimentaux : 26
2.2.2. Moyens d'essais : 27
2.2.2.1. Sollicitations en traction : 27
2.2.2.2. Sollicitations en compression : 28
2.3. Etude en traction des brins : 29
2.3.1. Objectifs et paramétrages de la campagne d'essais : 29
2.3.1.1. Conversion de la force de traction en contrainte : 29
2.3.1.2. Synthèse des échantillons à analyser : 29
2.3.2. Résultats de la campagne d'essais : 31
2.3.2.1. Technologie cuivre : 31
2.3.2.2. Technologie aluminium : 34
2.3.3. Conclusion et limitations de ce type de sollicitation : 36

2.4. Etude en micro compression des échantillons : 37
2.4.1. Objectifs et mise en place de la campagne d'essais : 37
2.4.2. Campagne d'essais de micro compression sur brins : 38
2.4.2.1. Technologie cuivre 39
2.4.2.2. Technologie aluminium 40
2.4.3. Campagne d'essais de micro compression sur contacts de la technologie cuivre : 42
2.4.3.1. Synthèse des échantillons à tester : 42
2.4.3.2. Essais sur contacts entiers : 43
2.4.3.3. Alternative à la compression de contacts entiers : 43
2.4.3.4. Essais de compression sur tronçons de contacts : 44
2.4.4. Limitations liées au dispositif utilisé : 46
2.5. Etude en compression sur la machine Zwick : 50
2.5.1. Analyse préparatoire : 50
2.5.2. Réalisation de la campagne d'essais : 51
2.5.3. Validation de l'importance de l'essai de "Sertissage CEMEF" : 55
2.6. Conclusion du chapitre : 56

Chapitre 3 : Détermination des paramètres des lois de comportements matériaux : 59
3.1. Introduction du chapitre : 61
3.2. Etude directe des résultats de traction : 61
3.2.1. Méthode employée : 61
3.2.2. Résultats de l'analyse avec Excel sur les brins : 62
3.2.2.1. Brins de la technologie cuivre : 62
3.2.2.2. Brins de la technologie aluminium : 64
3.3. Recours à l'analyse inverse à l'aide du module de Forge : 66
3.3.1. Le concept de l'analyse inverse : 66
3.3.1.1. Le logiciel Forge® : 66
3.3.1.2. Analyse inverse avec Forge® : 66
3.3.2. Analyse inverse de la micro compression de brins : 68
3.3.2.1. Mise en place des modèles et influence du frottement : 68
3.3.2.2. Résultats de l'analyse inverse de micro compression de brins : 69
3.3.2.3. Conclusion sur la caractérisation des brins de notre étude : 75
3.3.3. Analyse inverse de la compression de tronçons de fût : 76
3.3.3.1. Mise en place du modèle et problématique du frottement : 76
3.3.3.2. Résultats de l'analyse inverse de micro compression de tronçons 77
3.3.4. Analyse inverse sur essai de "Sertissage Cemef" à vide : 79
3.3.5. Analyse inverse de la compression de gaine de câble aluminium : 81
3.3.6. Conclusion sur les travaux de caractérisation des matériaux : 84
3.4. Validation des paramètres rhéologiques déterminés : 85
3.4.1. Conversion de l'essai de "Sertissage CEMEF" en dispositif à sertir sur câble : 85
3.4.2. Simulation numérique du "Sertissage CEMEF" : 86
3.4.3. Modèles d'arrachement de contacts sertis par "Sertissage CEMEF" : 88
3.5. Conclusion du chapitre : 92

Chapitre 4 : Simulations numériques du procédé de sertissage électrique aéronautique : 95
4.1. Introduction du chapitre : 97
4.2. Résolution d'un problème mécanique sous Forge3® : 97
4.2.1. Formulation continue du problème : 98
4.2.1.1. Définition lagrangienne du mouvement : 98
4.2.1.2. Equations de conservation : 99
4.2.1.3. Définition des conditions aux limites : 100
4.2.1.4. Loi de comportement des matériaux : 102
4.2.1.5. Le problème mécanique à résoudre : 106
4.2.2. Discrétisation du problème mécanique : 106
4.2.2.1. Formulation faible d'un problème continu : 106
4.2.2.2. Discrétisation de l'espace : 106
4.3. Etude des premières hypothèses de modélisation : 108
4.3.1. Modèle 2D du procédé de sertissage électrique : 108
4.3.1.1. Présentation du modèle étudié : 108
4.3.1.2. Conclusion sur l'étude du modèle 2D : 109
4.3.2. Etude en 3D du procédé de sertissage électrique : 110
4.3.2.1. Influence des plans de symétries : 110
4.3.2.2. Influence du frottement entre les brins : 111
4.3.2.3. Influence de la prise en compte du pas de torsadage : 113
4.3.3. Conclusion sur les différents modèles analysés : 115
4.4. Modèles de sertissage de la "Technologie cuivre" : 116
4.4.1. Détermination des géométries : 116
4.4.1.1. Géométrie des contacts : 116
4.4.1.2. Géométrie des brins : 117
4.4.1.3. Géométrie des mors : 117
4.4.2. Paramétrage du déplacement des outils : 118
4.4.2.1. La théorie de la profondeur d'indentation : 118
4.4.2.2. La pratique et ses désillusions : 119
4.4.2.3. Détermination de la profondeur d'indentation réelle : 121
4.4.2.4. Conclusion sur le pilotage du déplacement des outils : 125
4.4.3. Caractérisation des coefficients de frottement : 126
4.5. Modèles de sertissage de la "Technologie aluminium" : 127
4.5.1. Détermination des géométries : 127
4.5.2. Paramétrage du déplacement des outils : 128
4.5.2.1. Présentation des deux types de sertissage : 128
4.5.2.2. Problématique de la profondeur d'indentation : 129
4.5.3. Caractérisation des coefficients de frottement : 130
4.6. Discussions liées aux modèles numériques de sertissage : 131
4.6.1. Résultats des simulations de référence de sertissage de la "Technologie cuivre" : 131
4.6.1.1. Visuels des simulations de références de la "technologie cuivre" : 131
4.6.1.2. Résultats des simulations de référence de la "technologie cuivre" : 132
4.6.1.3. Courbes d'efforts de sertissage de référence : 134
4.6.1.4. Comparaison des profils de coupes expérimentaux et simulés : 136
4.6.2. Résultats de la simulation de sertissage de la "Technologie aluminium" : 137
4.6.3. Non prise en contact de l'endommagement ductile de la matière : 138
4.7. Conclusion du chapitre : 141

Chapitre 5 : Application industrielle de l'étude numérique :.....143
5.1. Introduction du chapitre : 145
5.2. Méthode de validation d'un sertissage : 146
5.2.1. Critère de validité du sertissage : "courbes enveloppes" : 146
5.2.2. Détermination des "Courbes enveloppes" : 147
5.3. Simulation de la tenue mécanique d'un contact serti : 148
5.3.1. Objectif de ce type de modèle : 148
5.3.2. Paramétrage des interactions : 148
5.3.3. Définition des maillages : 148
5.3.3.1. Principe général : 148
5.3.3.2. Troncature des données pour l'analyse des résultats : 149
5.3.3.3. Prise en compte ou non de l'histoire des sollicitations : 150
5.4. Etude des résultats de simulations : 153
5.4.1. Impact de la méthode d'obtention des paramètres rhéologiques : 153
5.4.1.1. Paramètres issus des essais de traction et de compression : 153
5.4.1.2. Paramètres issus des essais de microcompression et "Sertissage CEMEF" : 155
5.4.2. Impact d'une erreur de câble : 156
5.4.3. Impact des géométries : 162
5.4.3.1. Tolérance des dimensions des contacts : 162
5.4.3.2. Tolérance du diamètre des brins : 165
5.4.3.3. Tolérance de la torsion des brins : 168
5.4.4. Impact des traitements thermiques : 171
5.4.4.1. Traitements thermiques valides : 171
5.4.4.2. Défauts de traitements thermiques : 172
5.4.5. Impact d'un sous sertissage extrême : 175
5.4.6. Impact des fournisseurs : 176
5.5. Conclusion du chapitre : 179

Conclusions & perspectives 183

Annexes 183

Bibliographie 207

Chapitre 1 : Introduction :

1.1. Contexte général : 3
1.1.1. Les méthodes d'assemblage par déformation plastique : 3
1.1.2. Le procédé de sertissage électrique : 5
1.1.2.1. Informations générales : 5
1.1.2.2. Moyens de sertissage actuels, méthodes de validation et limitations : 6
1.1.2.3. Position du problème : 7
1.1.3. Les objectifs du projet PSI : 8
1.1.4. Les différents prototypes du projet : 9
1.1.4.1. La SCT : Smart Crimping Tool : 9
1.1.4.2. La PSB : Pince à Sertir Basique : 10
1.2. Travaux antérieurs sur le sertissage de contacts électriques : 12
1.2.1. Etudes de l'aspect mécanique du procédé d'assemblage : 12
1.2.2. Etudes de simulations numériques du sertissage électrique : 13
1.2.2.1. Représentation 2D d'un problème résolument tridimensionnel : 14
1.2.2.2. Formalisme de résolution du problème mécanique : 15
1.2.2.3. Complexité géométrique des mises en données : 16
1.2.2.4. Paramétrage des interactions et du frottement : 16
1.2.2.5. Etude du retour élastique de la matière : 17
1.2.2.6. Comportement mécanique des matériaux : 18
1.2.3. Conclusion sur la recherche bibliographique : 19
1.3. Objectifs du travail de thèse et plan du manuscrit : 20

1.1. Contexte général :

1.1.1. Les méthodes d'assemblage par déformation plastique :

Les procédés d'assemblage par déformation plastique regroupent les méthodes d'assemblage de composants minces dont la tenue mécanique est assurée par leurs déformations et leur enchevêtrement. Ces procédés sont mis en œuvre à froid. Comme l'explique Roux [ROU11] en introduction de sa thèse, les assemblages mécaniques peuvent être créés avec apport d'un composant supplémentaire (Rivetage Figure 1-1 (a), rivetage auto poinçonneur Figure 1-1 (b)) ou sans apport de matière (Clinchage Figure 1-1 (c) et (d), sertissage Figure 1-1 (e) et (f)).

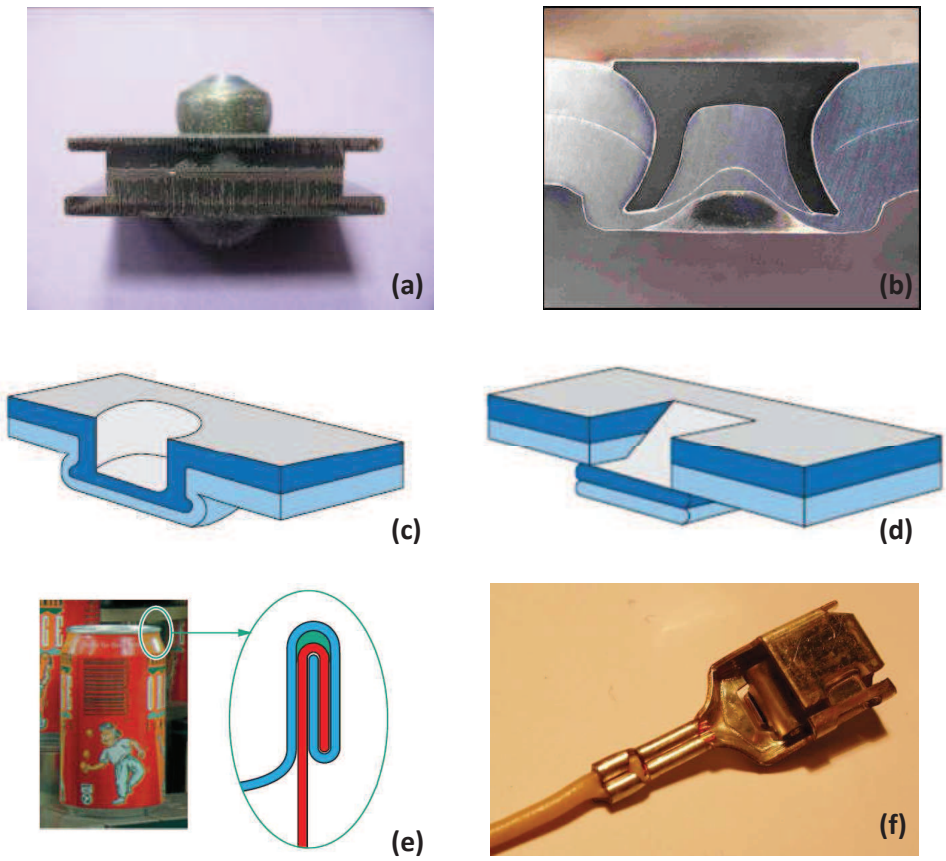


Figure 1-1 : Différentes techniques d'assemblage par déformation plastique : (a) rivetage, (b) rivetage auto poinçonneur (coupe), (c) clinchage à point rond, (d) clinchage à point carré [ROU11], (e) sertissage de tôles minces [BUI05], (f) sertissage de cosses électriques en fût ouvert.

Les assemblages par déformation plastique sont largement utilisés dans l'industrie, et notamment dans le secteur des transports. Par exemple, le nombre de rivets d'un Airbus A340 est de l'ordre de 1.500.000 unités. Certains modèles de voitures ont des caisses réalisées totalement en alliage d'aluminium. Les assemblages par déformation plastique sont alors largement utilisés et peuvent se compter par milliers. Le câblage d'un hélicoptère peut contenir 20.000 contacts électriques sertis sur câbles.

Comme le montre la Figure 1-2, le choix de la méthode d'assemblage se fait parmi un nombre conséquent de procédés et va faire l'objet, pour l'industriel, d'une réflexion basée sur un ensemble de contraintes.

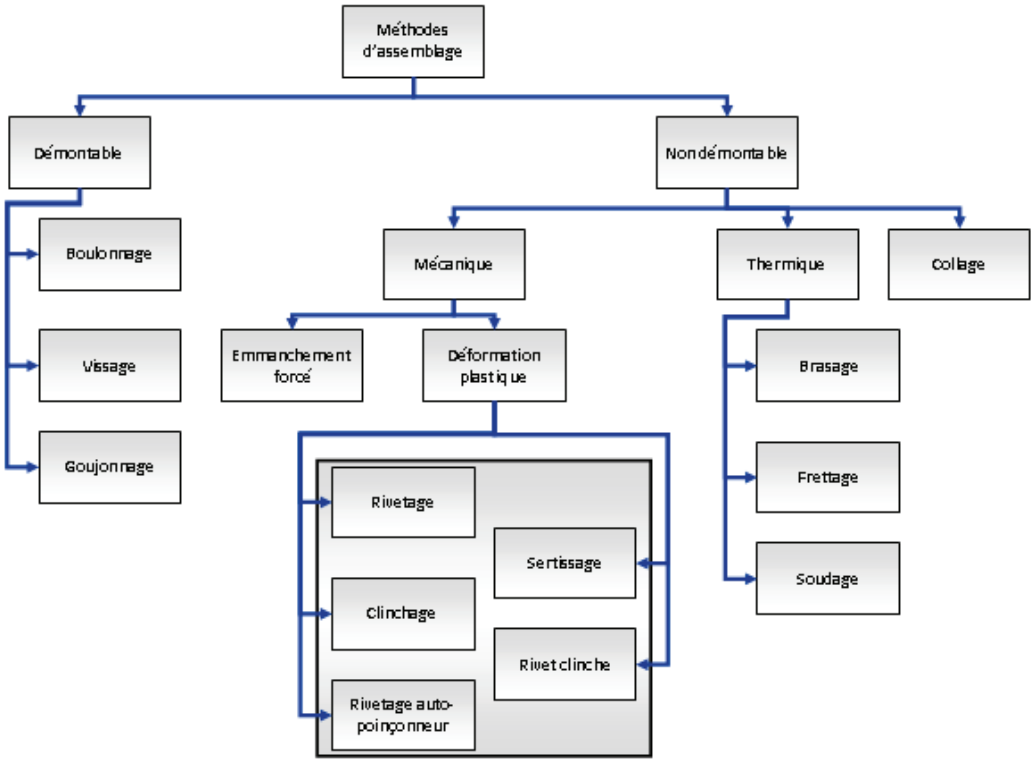


Figure 1-2 : Classification partielle des techniques d'assemblage [FAY08].

Pour faire ce choix, Fayolle [FAY08] a recensé un certain nombre de facteurs à analyser :

- la résistance à la rupture en statique et en dynamique du point d'assemblage,
- la facilité de mise en œuvre,
- la résistance à la corrosion,
- la durée du procédé d'assemblage [BAR00],
- l'utilisation de consommables,
- l'usure des outils,
- l'apparence du point d'assemblage,
- le coût de mise en oeuvre [VAR03],
- la possibilité de maintenance.

Le principal défi est d'optimiser la tenue de la liaison sous différents types de conditions (fatigue, arrachement, corrosion). La conception soignée des composants et la détermination des paramètres d'assemblages se traduisent finalement par une tenue mécanique en service optimale. En général, cet objectif est également lié à la réduction des coûts inhérents à la destruction des pièces et à leurs remplacements.

1.1.2. Le procédé de sertissage électrique :

1.1.2.1. Informations générales :

Deux technologies de sertissage vont être étudiées dans le cadre de ce travail : le sertissage sur câble en cuivre et le sertissage sur câble en aluminium, qui seront nommées technologie cuivre et technologie aluminium dans la suite du manuscrit.

Sertissage de la technologie cuivre :

Le sertissage de composants électriques tel qu'étudié dans nos travaux est un procédé d'assemblage par déformation plastique. Caractérisé par une mise en œuvre à froid, il est communément employé dans la réalisation des faisceaux électriques dans les secteurs du transport et de l'industrie. Le sertissage a une double fonction :

• Assurer une résistance mécanique maximale (résistance à l'arrachement du câble principalement).

• Assurer la continuité électrique (minimiser la résistance électrique et les discontinuités).

Les branchements entre câbles sont réalisés par l'intermédiaire de contacts mâles et femelles insérés dans des connecteurs plastiques ou métalliques. La Figure 1-3 présente deux exemples de connecteurs, avec 23 contacts chacun.

Figure 1-3 : Exemples de connecteurs employés dans le secteur des transports.

Dans la pratique, un contact en cuivre est écrasé sur une zone dénudée d'un câble pour réaliser une liaison mécanique et électrique. Les brins des câbles sont en cuivre chemisé de nickel. Dans le cadre de notre étude, le diamètre externe des contacts de cuivre est de l'ordre de 1.2 mm. Les brins mesurent de 0.115 mm à 0.25 mm en fonction de la jauge (ou référence). La Figure 1-4 permet de distinguer les différentes zones d'un contact. La zone sertie est le fût du contact, qui s'apparente à un cylindre creux.

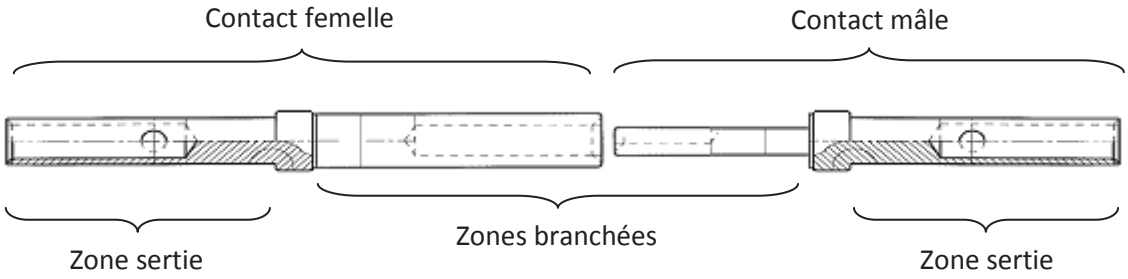


Figure 1-4 : Distinction des différentes zones d'un contact électrique.

La Figure 1-5 est un schéma de sertissage quatre points d'un contact mâle sur un câble. Quatre mors sont utilisés pour écraser le contact sur le câble.

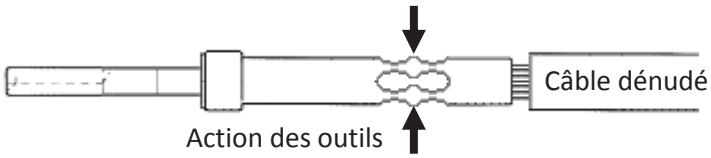


Figure 1-5 : Schéma de principe d'un sertissage de contact.

La Figure 1-6 permet d'observer les composants avant et après sertissage.

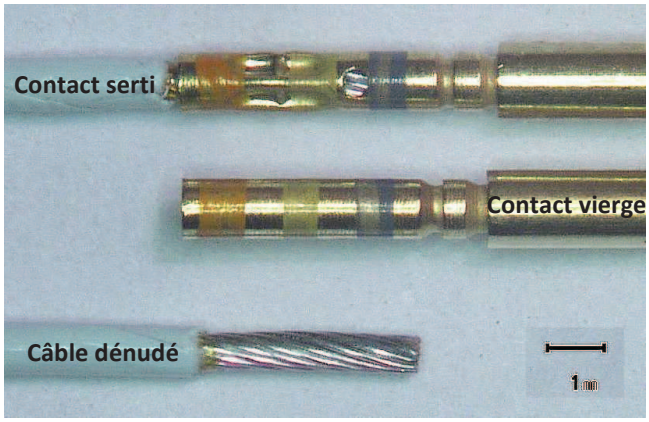


Figure 1-6 : Contact serti sur câble Cu22 et composants vierges.

Sertissage de la technologie aluminium :

Pour certaines sociétés, comme Airbus, l'étude du sertissage va au delà de la maîtrise de la technologie cuivre. Pour diminuer les masses sur ses nouveaux appareils, la société utilise des câbles en aluminium. Au sertissage mécanique, proche de celui utilisé pour la technologie cuivre, on ajoute un sertissage dit d'étanchéité qui protège la liaison.

Pour effectuer les assemblages, deux sertissages sont réalisés en parallèle avec la même pince. Le premier est un sertissage électrique analogue à celui réalisé pour les contacts de la technologie cuivre. Le second sertissage, dit sertissage d'étanchéité, permet d'écraser l'extrémité du fût sur le câble encore gainé, afin d'empêcher l'oxydation du câble par contact avec l'air ambiant. Les deux zones serties sont représentées sur le schéma de la Figure 1-7.

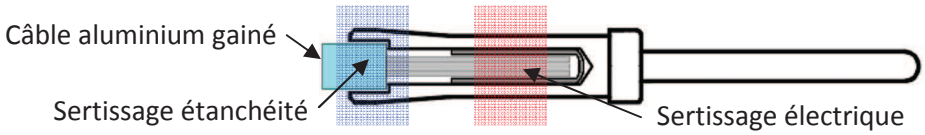


Figure 1-7 : Visuel d'un contact mâle de la technologie aluminium.

1.1.2.2. Moyens de sertissage actuels, méthodes de validation et limitations :

L'inventaire des moyens de sertissage actuels peut se résumer à deux types de dispositifs et à deux méthodes de validation des assemblages.

Le premier moyen de sertissage est la pince à sertir manuelle, dont le réglage de la profondeur de sertissage se fait manuellement en fonction du contact et du câble à sertir. Le positionnement de l'empreinte de sertissage s'effectue par la mise en place d'une butée mécanique (appelée positionneur) en fonction du contact à sertir. Le sertissage est ensuite réalisé en fermant la pince jusqu'en butée. Le seul moyen de valider la qualité d'un sertissage obtenu manuellement est un essai destructif. Cet essai consiste à mesurer l'effort de traction à rupture du câble serti dans le contact.

La limitation des pinces à sertir manuelles réside dans le fait qu'aucun contrôle n'est réalisé en cours de sertissage. Outre les problèmes de sertissage pouvant être liés à la matière ou à l'usure de l'outil, on peut noter la forte dépendance des défauts à l'opérateur humain. Le réglage manuel se traduit par un risque d'erreur potentiel. Enfin, la vérification des sertissages effectués ne peut se faire que par un contrôle destructif.

Le second moyen de sertissage est le poste de sertissage automatique, dont le réglage de la profondeur de sertissage se fait automatiquement en fonction du contact et du câble à sertir. Le positionnement de l'empreinte de sertissage s'effectue également automatiquement par déplacement d'une butée mécanique en fonction du contact à sertir. Le sertissage est ensuite automatiquement réalisé par rotation d'un barillet excentrique commandé par un moteur. L'avantage de ce dispositif est l'acquisition en cours de sertissage des efforts sur certaines pièces du dispositif. Par conséquent, une mesure de l'effort maximal de sertissage est effectuée pour en valider la qualité.

La limitation des postes de sertissage automatique réside dans le fait que le dispositif doit être alimenté par une source d'énergie. Un dispositif d'accumulation d'énergie ou un cordon rendent la manipulation de l'outil peu aisée. Par ailleurs, les postes automatiques ne sont pas mobiles et incapables d'être emmenés dans toutes les zones d'accès difficile d'un aéronef. Enfin, le coût d'un tel outil proscrit la généralisation de son emploi.

Seul le développement d'un nouveau type de dispositif de sertissage manuel à contrôle intégré permettra la détection systématique et en temps réel de problèmes de sertissage, leur traçabilité (conservation en mémoire de toutes les données des contacts sertis sur avions) et la suppression des défauts. L'objectif est de pouvoir garantir la conformité de l'assemblage dès l'étape de sertissage et sans effectuer de test destructif.

1.1.2.3. Position du problème :

"Dans un hélicoptère, 99% des liaisons électriques sont faites par sertissage. Il y a environ 20.000 connexions par appareil. Une erreur tous les 10.000 sertissages (ce qui est peu) induit donc deux défaillances électriques potentielles (ce qui est beaucoup pour le client)."

C'est suite à ce constat que le groupe "Câblage" de l'entreprise Eurocopter (Groupe EADS) a eu la volonté de mettre en place un projet visant à trouver une solution fiable aux défauts de sertissage : une pince à sertir à contrôle intégré (PSI). Appartenant au groupe EADS, Airbus est confronté au même type de problème sur ses avions et est le deuxième partenaire industriel du projet. Enfin, la division spatiale de l'entreprise Thales a également souhaité intégrer le consortium. Pour cette entreprise, la problématique de la fiabilité des sertissages est d'autant plus importante qu'aucune maintenance ou réparation n'est possible une fois le satellite en orbite dans l'espace. Les contacts électriques sont les éléments critiques par lesquels transitent les signaux électriques et la puissance, fonctions vitales du satellite. Par conséquent les exigences qualités sont extrêmes et n'autorisent aucun défaut qui pourrait se transformer en panne.

Outre les acheteurs industriels finaux présentés dans le paragraphe précèdent, le projet PSI se caractérise par la participation financière du ministère de l'industrie et du conseil régional Provence-Alpes-Côte d'Azur, ainsi que par la participation d'un grand nombre de partenaires, à savoir :

• L'entreprise Labinal, sous-traitant historique d'EADS dans le domaine du câblage, aura notamment pour mission de réaliser les campagnes d'essais de sertissage et d'arrachement à l'aide des prototypes de pinces conçus. Chargés de la fabrication de certaines parties du câblage, les employés de cette entreprise sont des utilisateurs futurs de la pince à sertir électronique.

• L'entreprise QMT aura pour mission de concevoir et de fabriquer les prototypes, en tenant compte du cahier des charges strict mis en place avec l'ensemble des partenaires.

• Trescal et le CETIM se positionneront sur le marché de l'étalonnage et de la vérification des pinces à sertir à contrôle intégré. Pour cela, il sera nécessaire de déterminer une méthode d'étalonnage fiable et efficace de la pince. L'objectif secondaire est d'initier les démarches d'amélioration dans le domaine de la métrologie. Plus spécifiquement, le CETIM s'engage résolument vers une démarche de collaboration avec des porteurs de projets pour développer des produits ou procédés innovants.

• L'institut ISM (Institut des Sciences du Mouvement) effectuera des recherches dans le domaine des troubles musculo-squelettiques (TMS) et de l'ergonomie des composantes Homme/système. Son rôle est de donner des préconisations pour le développement d'une pince dont l'ergonomie minimise l'apparition de tels troubles.

• Le CEntre de Mise En Forme des matériaux (CEMEF) de l'école Mines Paristech effectuera des recherches dans le domaine de la simulation numérique du procédé de sertissage et de l'arrachement de contacts sertis.

1.1.3. Les objectifs du projet PSI :

Le projet PSI (pour Pince à Sertir à contrôle Intégré) vise à développer un outil permettant de détecter et d'identifier les problèmes de sertissage pour un couple contact/câble donné. Le concept repose sur l'intégration à la pince à sertir d'éléments de métrologie permettant de déterminer des courbes de type effort/déplacement pendant le sertissage. Les courbes ainsi obtenues seront traitées afin de déterminer la conformité du sertissage et le cas échéant, de diagnostiquer la nature du défaut. La détermination de la validité du sertissage permettra alors de faire le contrôle systématique de tous les contacts sertis sans effectuer de test destructif.

La pince doit permettre de reconnaître automatiquement le couple contact/câble. Elle doit également distinguer les erreurs de réglages et effectuer la traçabilité des opérations de sertissage, le tout dans un environnement de fabrication et d'exploitation. Enfin, l'un des objectifs du projet est de trouver une solution permettant d'étalonner et de calibrer simplement et de manière peu onéreuse les pinces à sertir à contrôle intégré. Tous ces travaux permettraient de conclure sur le potentiel d'industrialisation d'une telle pince exigeant robustesse, fiabilité, simplicité et ergonomie.

On peut donc décomposer le projet en 3 grandes thématiques :

- L'étude et la réalisation de démonstrateurs de pince à sertir à contrôle intégré.

- Le développement de méthodes d'étalonnage et de calibration de la pince.

- L'analyse des relevés de sertissage dans le but de déterminer des courbes enveloppes de sertissages considérés comme valides. La simulation du procédé de sertissage et de l'arrachement de contact serti permettrait de valider la viabilité d'études numériques en lieu et place de longues campagnes d'essais. C'est dans le cadre de ce dernier point que s'inscrit mon travail de thèse.

1.1.4. Les différents prototypes du projet :

1.1.4.1. La SCT : Smart Crimping Tool :

La SCT (pour Smart Crimping Tool) est une pince à sertir mise au point pour valider la faisabilité du projet. Sa conception et sa fabrication sont donc antérieures à la date de début du projet PSI.

Les solutions technologiques retenues permettent à cette pince de fournir des relevés d'efforts au niveau de chaque mors (en Newtons) en fonction de leurs déplacements respectifs (en millimètres). Cependant, la mise au point des capteurs nécessaires à l'acquisition de ces données a été chère et n'autorise pas une industrialisation telle quelle de la pince. De plus, sa taille imposante et son poids limitent l'utilisation de cet outil sur les chaînes de production.

La Figure 1-8 permet de comparer les dimensions de la SCT avec une pince manuelle mécanique utilisée aujourd'hui sur les chaînes de production. La miniaturisation des composants n'était pas l'objectif de la mise au point de ce prototype.

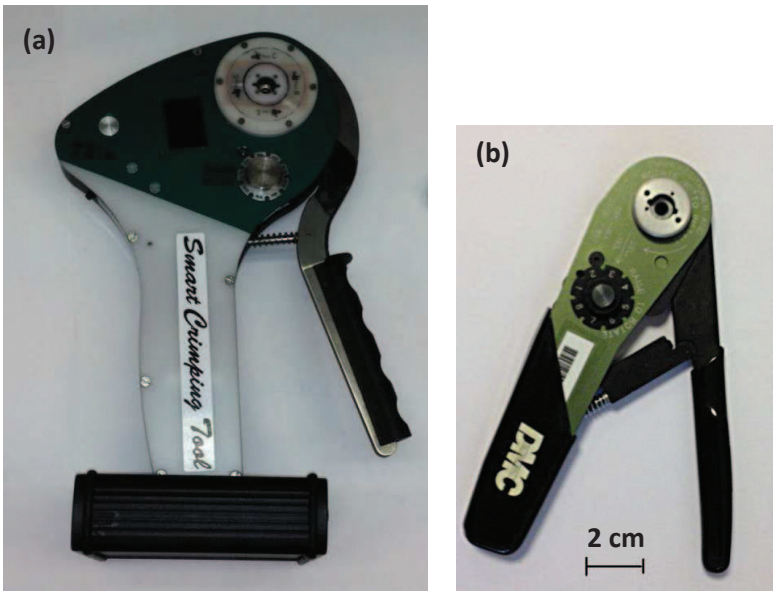


Figure 1-8 : Smart Crimping Tool (SCT) (a) et pince à sertir classique (b).

Nos simulations auront pour objectif de modéliser le sertissage de contacts électriques. Elles se limiteront au système Contact-Câble-Mors. Le fait que ce prototype fournisse directement des relevés de type Force/Déplacement est donc un réel avantage. La Figure 1-9 est un graphique donnant un exemple de relevés bruts obtenus avec la SCT. La course totale du mors est représentée, ce qui permet de constater que les capteurs font l'acquisition d'efforts résiduels (~80N) avant même la mise en contact des mors avec le contact électrique.

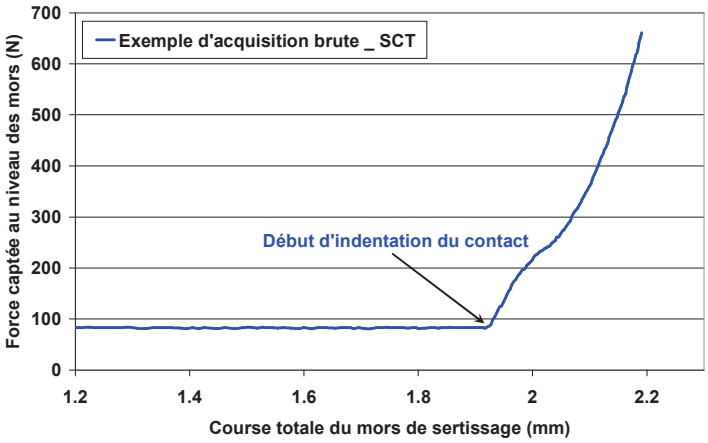


Figure 1-9 : Relevés bruts d'efforts de sertissage obtenus avec la SCT.

1.1.4.2. La PSB : Pince à Sertir Basique :

La PSB (pour Pince à Sertir Basique) est un prototype issu des trois années du projet PSI. Directement impactées par les problématiques de coût d'achat futur de la pince industrielle, les solutions technologiques d'instrumentations sont différentes de celles retenues pour la SCT.

La PSB est équipée d'un premier capteur mesurant l'angle entre les deux manches. Ce capteur de déplacement LVDT est repéré sur la photographie (a) de la Figure 1-10. Un second capteur, intégré au manche mobile, permet de mesurer le couple (en N.m) lors de la fermeture de la pince. Enfin, un boîtier externe permet d'alimenter électriquement le prototype et de traiter les données acquises.

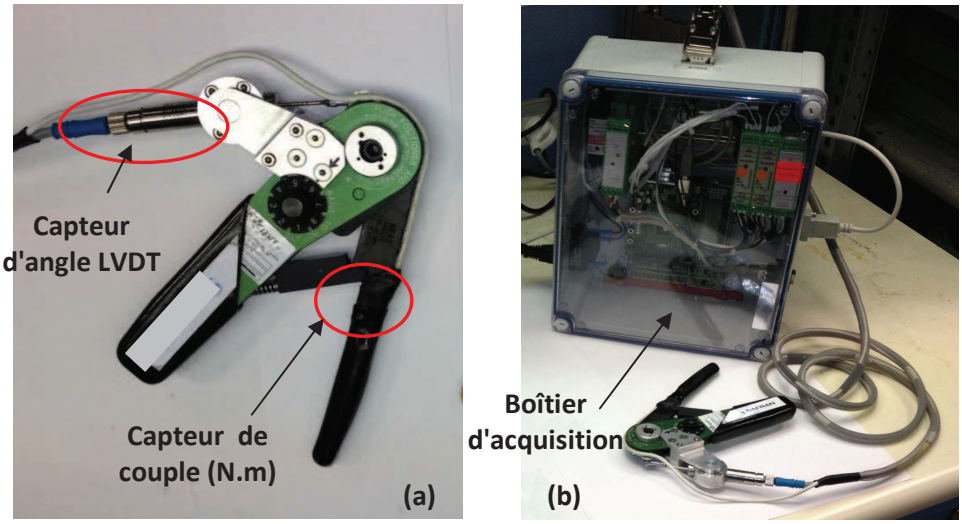


Figure 1-10 : Pince à Sertir Basique (PSB) - Prototype issu du projet.

Le fait que ce prototype fournisse des relevés de type couple/angle est problématique pour nos comparaisons futures entre résultats de simulations et relevés de sertissages expérimentaux. Les ingénieurs ayant travaillé sur la mise au point de cette PSB ont donc déterminé une loi de levée. Cette formule permet de convertir les données acquises par les capteurs en données de type force/déplacement.

La Figure 1-11-(a) est un graphique montrant un relevé brut obtenu avec la PSB. La course totale angulaire du manche est représentée, ce qui permet à nouveau de constater que les capteurs font l'acquisition d'efforts résiduels (et non constants cette fois ci) avant même la mise en contact des mors avec le contact électrique. La Figure 1-11-(b) permet de voir l'équivalent des données angle/couple de la Figure 1-11-(a) en terme de force/déplacement, via la loi de levée. Les efforts résiduels et non constants avant début d'indentation sont toujours présents.

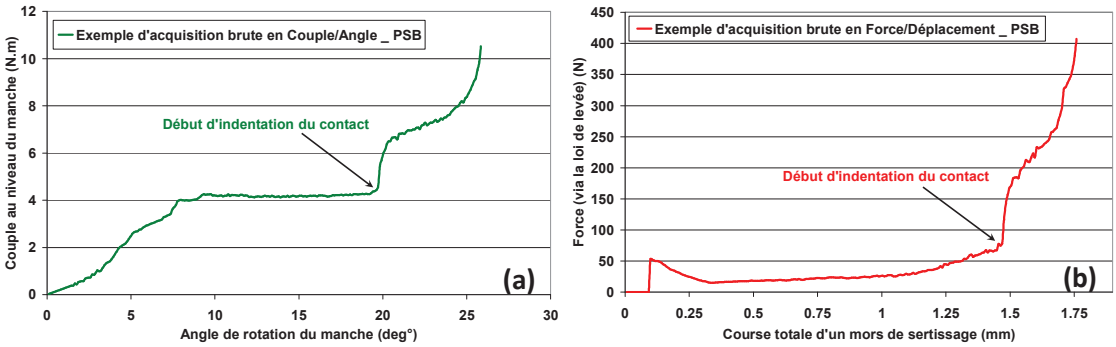


Figure 1-11 : Relevés bruts (a) de couple de sertissage obtenus avec la PSB et (b) d'efforts de sertissage obtenus par intermédiaire de la loi de levée.

1.2. Travaux antérieurs sur le sertissage de contacts électriques :

L'objectif de ce paragraphe est de synthétiser les travaux antérieurs et résultats associés sur la thématique du sertissage de contacts électriques. Ce travail de synthèse permettra d'orienter le travail de mise au point des simulations de sertissage.

Comme l'explique Abbas [ABB02], la plupart des connaissances acquises sur le sujet sont empiriques. Les articles de Butler ([BUT96a], [BUT96b], [BUT97a], [BUT97b], [BUT98]), publiés dans la revue professionnelle Wiring Harnesses News, sont une base d'étude intéressante. Butler présente, par exemple, les différentes presses de sertissage utilisées au cours de l'histoire ou quelques techniques employées dans la détermination de la qualité d'un sertissage. En revanche, la plupart des sources d'informations fiables se trouvent dans les cahiers des charges des industriels, et sont donc difficiles d'accès car confidentielles.

1.2.1. Etudes de l'aspect mécanique du procédé d'assemblage :

En 1967, une étude mécanique est réalisée par Hayner [HAY67]. L'objectif est de montrer l'impact de certains paramètres sur la tenue à l'arrachement de contacts sertis. Outre les problématiques matériaux ou de forme des mors, Hayner aborde notamment l'impact du réglage de la profondeur d'indentation.

La Figure 1-12 est un graphique sur lequel sont représentés les niveaux d'efforts d'arrachement atteint pour différentes profondeurs d'indentation. En abscisse est représentée la distance entre deux mors opposés. Ainsi, on retrouve les sur-sertissages sur la partie gauche du graphique et les sous-sertissages sur la partie droite du graphique. Le type de rupture est également mentionné dans chaque cas : glissement (Wire pull out) pour un sous-sertissage et rupture du câble dans la zone de sertissage (Wire breakage in crimp area) pour un sur-sertissage.

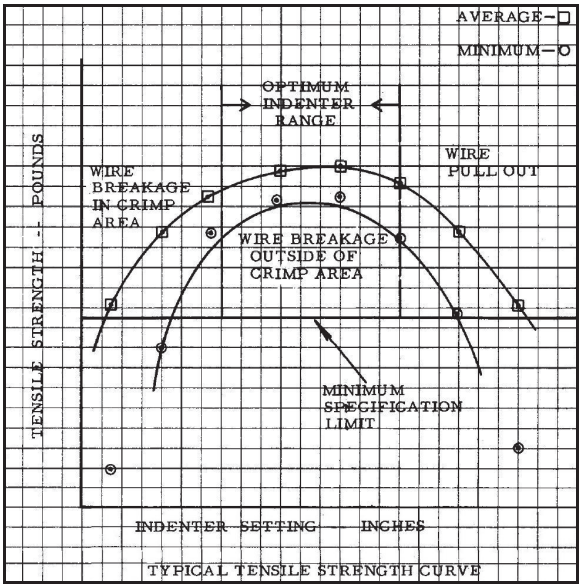


Figure 1-12 : Impact de la profondeur d'indentation sur la tenue à l'arrachement de contacts [HAY67].

Hayner conclu déjà en 1967 sur l'existence d'une profondeur optimale pour laquelle les efforts d'arrachement sont les plus importants (extremum de la parabole). Il explique que, dans l'intervalle d'indentation optimal, la rupture du câble intervient en dehors de la zone de sertissage. Cela prouve que le sertissage est plus résistant que la tenue à l'arrachement du câble seul.

Par conséquent, cette problématique d'optimisation du sertissage électrique est ancienne. Cependant, les outils numériques disponibles au début des années 70 n'étaient pas suffisamment puissants pour apporter une aide dans la compréhension et l'optimisation de tels assemblages.

1.2.2. Etudes de simulations numériques du sertissage électrique :

Ce paragraphe va permettre de présenter les travaux d'origines académiques portant sur la modélisation du procédé. La première étude numérique du procédé de sertissage de contacts électriques date de 1995, avec les travaux de Kugener [KUG95]. Cette étude a été réalisée en 2D, avec des maillages simplifiés. Un unique corps déformable modélise le câble et sa gaine. Depuis, les importants développements des logiciels de calculs ont permis d'aboutir à des modèles en configuration 3D assez représentatifs du procédé, à l'image de ceux d'Abbas [ABB02] en 2002 et de Zhmurkin [ZHM08] en 2008. L'objectif de ce paragraphe est de présenter quelques études numériques effectuées sur le procédé de sertissage de contacts électriques. Cela permettra d'identifier les principales difficultés numériques et d'examiner les différentes hypothèses simplificatrices proposées.

La Figure 1-13 et la Figure 1-14 présentent les deux types de sertissage étudiés dans les différents travaux présentés : le sertissage sur contact à fût ouvert (ou "open barrel") et le sertissage quatre points sur contacts cylindriques. Les illustrations sont extraites des travaux respectifs de Zhmurkin [ZHM08] et Lorrière [LOR03]. La géométrie des contacts et la mise en œuvre de l'assemblage sont différentes.

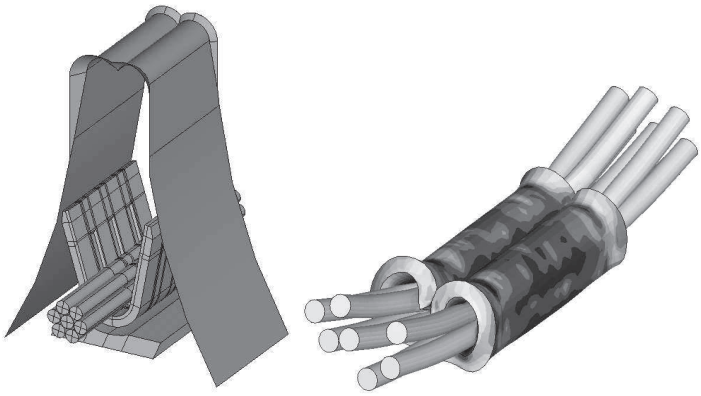


Figure 1-13 : Mise en donnée de sertissage sur contact à fût ouvert [ZHM08].

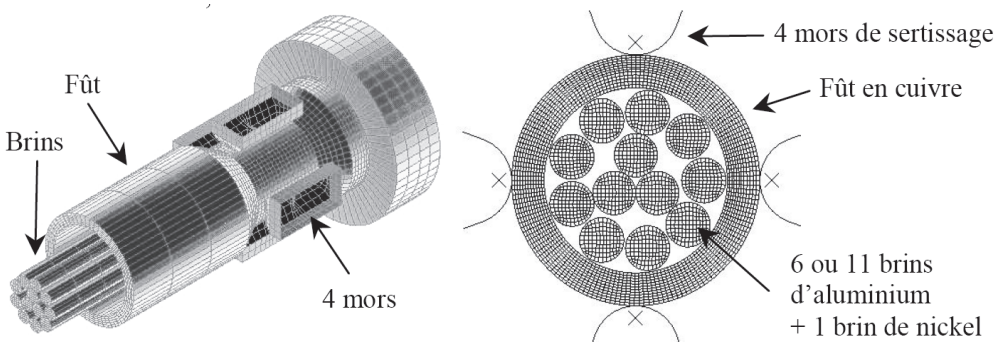


Figure 1-14 : Mise en donnée de sertissage quatre points sur contact cylindrique aéronautique [LOR03].

1.2.2.1. Représentation 2D d'un problème résolument tridimensionnel :

La simulation du procédé de sertissage en 2D a toujours posé le problème de savoir si il est préférable d'utiliser des éléments faisant l'hypothèse des contraintes ou des déformations planes. Après réflexion, la volonté de ne pas bloquer l'allongement virtuel de la matière dans la troisième direction a poussé bon nombre de scientifiques à faire l'hypothèse des contraintes planes. Ainsi, Kugener [KUG95] est le premier à faire ce choix en simulant le sertissage de contact de type "open barrel" (fût ouvert). De son côté, Morita [MOR96], bien que s'inspirant des travaux de Kugener, fait l'hypothèse des déformations planes uniquement.

Il faudra attendre les études de Villeneuve [VIL96] puis de Lorrière [LOR03] pour découvrir que le sertissage est un procédé qui, dans la réalité, peut se décomposer à la fois en contraintes et en déformations planes. Lorrière ira même jusqu'à comparer deux simulations (une par hypothèse) pour vérifier l'impact sur les relevés d'efforts et sur les profils de sertissage. Suite à l'obtention des courbes de la Figure 1-15, il conclura que l'hypothèse des déformations planes engendre un blocage de la matière et une surestimation logique des efforts. A l'inverse, l'hypothèse des contraintes planes permet une bonne corrélation des relevés d'efforts simulés avec les efforts expérimentaux, mais sous-estime le remplissage des vides de matière entre les brins pour des sertissages à faible course des mors.

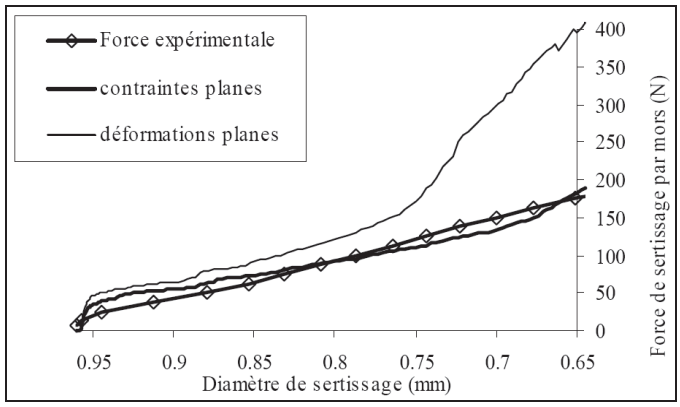


Figure 1-15 : Effort exercé par un mors de sertissage avec les modèles contraintes et déformations planes explicites et effort mesuré expérimentalement [LOR03].

Dans son manuscrit de thèse, Abbas aborde également la problématique de l'hypothèse de résolution en 2D. Il conclut également que l'hypothèse des déformations planes n'est pas appropriée à la simulation du sertissage car il faut laisser la possibilité à la matière de s'extruder hors du plan. Pour justifier cela, il explique qu'un sertissage automobile en fût ouvert est considéré "bon" lorsque la section du câble est réduite d'au moins 15%. Le principe de conservation de la matière permet de postuler que la matière doit donc s'écouler hors du plan. Pour illustrer ses travaux, Abbas a comparé les profils des modèles en contraintes et en déformations planes. Cette comparaison est visible sur la Figure 1-16.

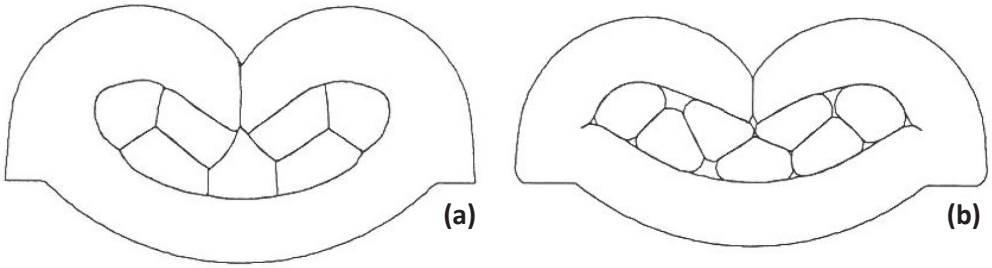


Figure 1-16 : Effet du choix de l'hypothèse bidimensionnelle en dynamique explicite : déformations planes (a) et contraintes planes (b) [ABB02].

Abbas postule que l'hypothèse des déformations planes se traduit par un comportement plus rigide de la structure. Une fois les vides entre brins comblés, le calcul s'arrête. Le recours à l'hypothèse des contraintes planes en 2D est à nouveau privilégié.

1.2.2.2. Formalisme de résolution du problème mécanique :

Le sertissage est un problème quasi statique mais fortement non linéaire, notamment en raison des problèmes de contact entre brins et fût et de la déformation plastique des composants. Ainsi, les logiciels utilisés pour résoudre ce type de problème s'appuient sur deux types de formalisme de résolution. Le formalisme implicite est très robuste pour un problème fortement non linéaire de type géométrique et physique. Par contre, il est souvent présenté comme peu efficace pour des problèmes de contact multi objets complexes. Ainsi, le choix d'une résolution explicite est préféré par de nombreux scientifiques ([KUG95], [ABB02], [ZHM08] et [MOR96]). La Figure 1-17 présente les résultats de simulations de Kugener, avec une comparaison réussie entre simulation et sertissage expérimentaux. L'algorithme explicite consiste à calculer l'état d'un système à l'instant t en prenant en compte son état à un instant t' antérieur (t'<t). Il semble ainsi plus simple à utiliser et permet de gérer simplement les événements de contact. Il peut donc sembler le mieux adapté à la simulation du sertissage.

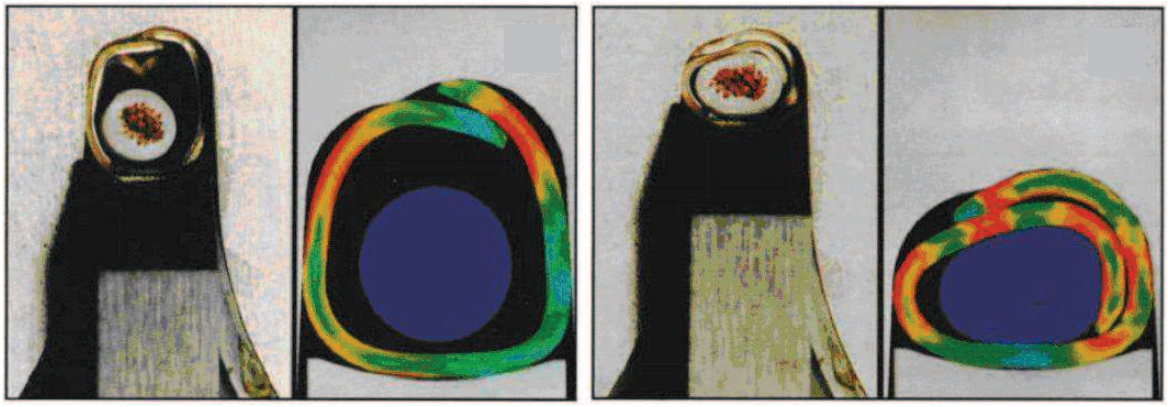


Figure 1-17 : Comparaison des résultats expérimentaux et de simulation (formalisme explicite) [KUG95].

En élargissant notre recherche bibliographique à des travaux de mécanique numérique plus généraux, on se rend compte que de nombreux auteurs émettent des conclusions sur le formalisme à privilégier. Par exemple, Rachik [RAC98] a expérimenté avec succès l'utilisation de schémas explicites d'ordre élevé dans le cadre de problèmes mécaniques instables faisant intervenir des non linéarités géométriques.

Il est intéressant de noter l'étude de Lorrière [LOR03] qui, bien que déjà convaincu que la résolution du problème sera meilleure avec un modèle explicite, effectue la comparaison des

résultats obtenus avec des modèles explicite et implicite. Il conclut que, de par sa nature fortement non linéaire (non linéarités géométriques, de comportement matériaux, liés à la présence de contact entre brins), la simulation de sertissage sera plus facilement résolue à l'aide d'un algorithme explicite.

1.2.2.3. Complexité géométrique des mises en données :

La difficulté à gérer des géométries et des maillages complexes est directement régie par la puissance du logiciel de calcul utilisé. Ainsi, l'évolution des mises en données depuis 1995 a été importante. Initialement en 2D, avec un nombre très limité d'objets, les simulations sont dorénavant capables d'intégrer des pièces 3D, des géométries complexes et des maillages extrêmement raffinés dans les zones importantes de l'étude. En 1995, Kugener [KUG95] propose une simulation de sertissage de contact à fût ouvert en créant un unique corps déformable pour simuler le câble et sa gaine. Pour rendre son modèle cohérant avec la réalité, il a dû diminuer le module d'Young du matériau fictif constituant le corps par rapport à ceux du câble.

En 2003, Lorrière [LOR03] présente dans un article une étude 3D du sertissage quatre points, et conclut que la simulation 3D est le seul moyen de simuler le sertissage correctement. Ce modèle, représentant une technologie aluminium, est composé de 8 corps déformables et 4 outils rigides. La Figure 1-18 permet d'observer la zone sertie et les différents corps déformables.

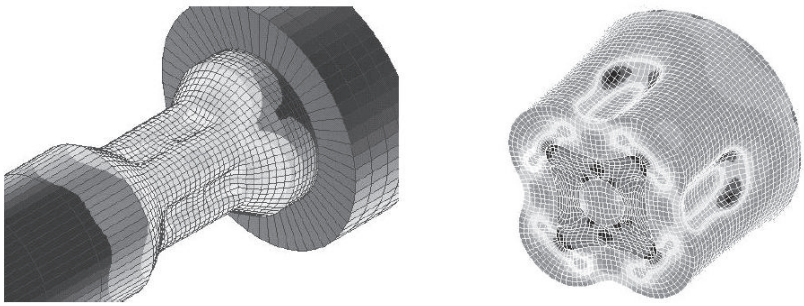


Figure 1-18 : Zone de sertissage du câble et coupe au niveau de la strie du mors [LOR03].

En 2006, Ogihara [OGI06] ira même jusqu'à simuler les 41 brins d'un câble serti dans un contact à fût ouvert.

1.2.2.4. Paramétrage des interactions et du frottement :

Dans un modèle multi domaines, la gestion des interactions entre les objets est un point critique. Pour simplifier la résolution des calculs, toutes les études présentées ici ont utilisé des brins droits. Cette simplification permet de conserver un modèle proche de la réalité du procédé, avec toutefois une importante réduction du nombre d'interactions.

Dans l'ensemble des études, le coefficient de frottement correspondant à une loi de Coulomb se situe entre 0,1 et 0,3. Cette valeur correspond à un frottement entre deux métaux non lubrifiés. A première vue, le choix de telles valeurs se justifie donc facilement. Aucune étude de sensibilité à ce paramètre n'a été présentée.

L'unique question qui persiste est donc de savoir si l'utilisation d'un contact frottant classique se justifie, ou si l'on peut utiliser un contact collant qui permet de minimiser les temps de calculs. D'après Ogihara [OGI06] et Zhmurkin [ZHM08], l'utilisation d'un contact collant peut également se justifier par la prise en considération du concept de soudure à froid. Pour justifier leurs dires, ils évoquent les travaux de Mroczkowski [MRO95]. Celui-ci a montré que l'extrême compaction de

la matière lors du sertissage pouvait engendrer la création de liaisons atomiques entre les objets, créant ainsi une seule et même entité.

Comme cela a été mentionné lors de la présentation des deux technologies de sertissage (1.1.2.1), les brins de cuivre sont chemisés avec une faible couche de nickel. L'épaisseur de nickel est de l'ordre de 0.013 mm. Par conséquent, l'impact de ce matériau sur la résistance mécanique a été supposé négligeable dans le cadre de la thèse. En revanche, on peut supposer que l'influence première de ce chemisage se fera sur les paramètres de lois de frottement entre les corps déformables. Une attention particulière sera donc apportée à l'étude des phénomènes de frottement.

1.2.2.5. Etude du retour élastique de la matière :

Le retour élastique est un phénomène physique dont l'amplitude dépend essentiellement des propriétés du matériau. Dans un procédé d'assemblage tel que le sertissage, où la tenue de l'ensemble câble/contact dépend du contact entre les corps, la prise en compte de ce phénomène devient essentielle.

Kugener [KUG95] n'aborde absolument pas cette thématique. L'auteur a totalement négligé ce phénomène. A l'inverse, les autres études liées à la simulation du sertissage ont toutes évoqué ce sujet. Certaines études ([ZHM08], [MOR96], [VIL96]) ont mis en évidence une surestimation du retour élastique des simulations numériques par rapport au retour élastique observé expérimentalement. Ainsi, plusieurs méthodes ont été appliquées pour réduire le retour élastique. La première méthode, notamment utilisée par Villeneuve [VIL96], consiste à modifier la courbe reliant contraintes et déformations de la matière lors de la déformation plastique en égalisant la pente à zéro. Ainsi, lorsque il y a déchargement, l'amplitude de retour élastique RE_0 est réduite par rapport à l'amplitude RE, comme le montre le schéma de la Figure 1-19. Cette solution n'est pas acceptable d'un point de vue mécanique.

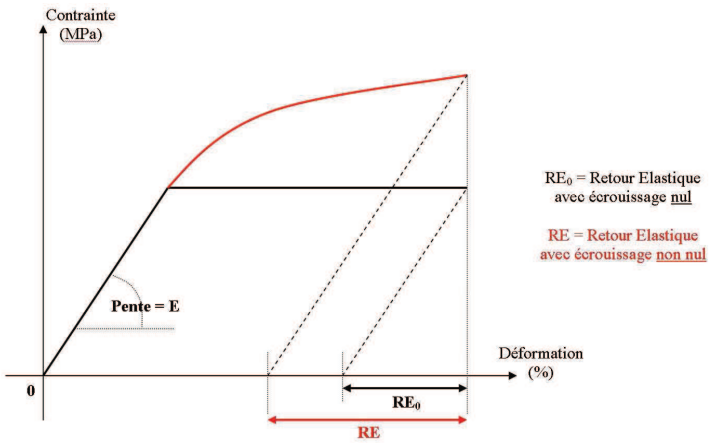


Figure 1-19 : Schéma expliquant l'intérêt de diminuer la pente de l'écrouissage [VIL96].

Néanmoins, l'auteur précise dans son étude qu'une pente d'écrouissage nulle (déformation parfaitement plastique) engendre des instabilités de calculs. Il sous estime donc la pente, en conservant une légère croissance des efforts. En utilisant cette méthode, il y a inévitablement un impact sur les relevés d'effort, mais l'étude de Villeneuve [VIL96] ne compare jamais relevés d'efforts expérimentaux et relevés d'efforts issus de la simulation. Les seules comparaisons entre résultats de simulations et d'expériences se font par comparaison des profils de contacts sertis.

Toujours dans l'optique de diminuer l'amplitude du retour élastique, Morita [MOR96] proposera d'effectuer numériquement un maintien en compression de l'ensemble pour que la relaxation de la

matière engendre une diminution des contraintes internes avant déchargement, et donc du retour élastique. Cependant, on peut mettre en doute le bien fondé de ce maintien, qui n'est alors plus représentatif de la durée réelle du sertissage. Le procédé est en réalité très court, et il n'y a aucun maintien sur la chaîne de production. La Figure 1-20 présente le modèle de sertissage mis au point par Morita. On y observe le décollement du câble et du contact dû au retour élastique simulé.

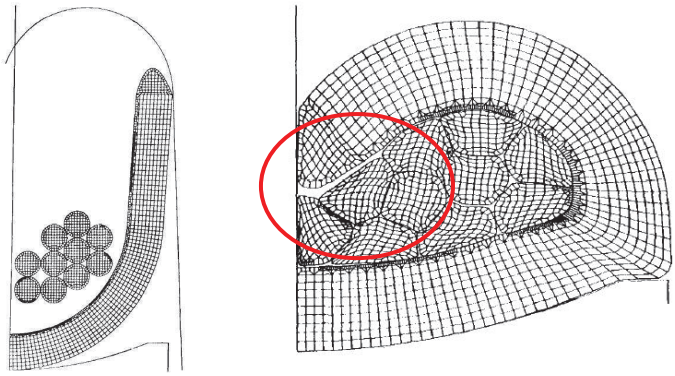


Figure 1-20 : Modèle de sertissage de Morita avec prise en compte du retour élastique [MOR96].

Le phénomène de soudure à froid évoqué par Mroczkowski [MRO95] pourrait expliquer les différences de valeur de retour élastique entre les simulations et la réalité. Par l'expérience, Zhmurkin [ZHM08] a d'ailleurs obtenu la preuve de ce phénomène. La Figure 1-21 présente les coupes de deux contacts à fûts ouverts sertis sur câble. Le premier sertissage a été réalisé avec un contact et un câble classiques. Après sertissage, aucun vide ne s'est formé entre les objets, malgré le retrait des outils. La seconde image a été obtenue en réduisant de manière intentionnelle l'adhésion. Du silicone a été appliqué sur les objets. Un écart est apparu entre les différents brins et le contact après suppression de l'action des outils.

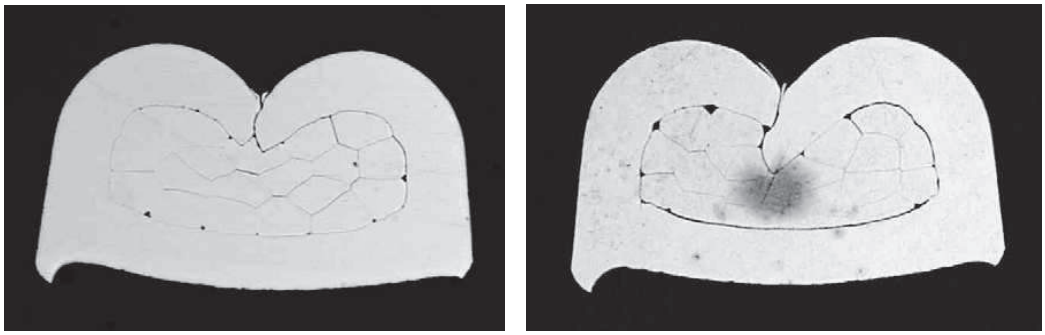


Figure 1-21 : Profils de contacts sertis sans silicone (à gauche) ou avec silicone (à droite) anti-adhésion [ZHM08]

1.2.2.6. Comportement mécanique des matériaux :

La loi de comportement d'un matériau exprime la contrainte en fonction de la déformation. La réalisation d'essais mécaniques normalisés permet de remonter aux paramètres de cette loi. Si les échantillons ne peuvent pas être mis sous forme d'éprouvettes normalisées, ont peut remonter aux paramètres en réalisant une identification par analyse inverse, comme a pu le faire Fayolle [FAY08] dans le cadre de sa thèse.

L'étude des travaux antérieurs a permis de montrer que la plupart des calculs on été réalisés avec des lois de comportement extrêmement simplifiées. La majeure partie des études référencées précédemment n'utilise pas de loi de comportement avec une méthodologie claire pour

l'identification des paramètres. Pour le domaine élastique de la courbe Contraintes/Déformations, toutes utilisent les modules d'Young fournis par les fournisseurs du matériau. Pour le domaine plastique, les études les plus précises définissent l'évolution des contraintes par une succession de droites, sans fournir d'explications sur l'origine des données.

Seuls les travaux de thèse d'Abbas [ABB02] sur le sertissage de contacts automobiles font mention de la réalisation d'essais de traction sur des feuillards de cuivre utilisés dans la fabrication des contacts. Ces essais lui ont permis d'obtenir une courbe contrainte/déformation qu'il a ensuite intégrée au logiciel Abaqus® pour mener à bien ses simulations. Pour le comportement des brins de cuivre, Abbas explique qu'"*il est quasi impossible de faire des tests de traction sur des brins qui ont des diamètres de 0.25 mm, voire 0.18 mm*". Il a donc opté pour l'utilisation des données fournies par les fabricants de câble.

Le manque de données matériaux réside en grande partie dans la difficulté de réaliser des essais mécaniques sur échantillons de si petites dimensions. Pourtant, la connaissance précise de ce comportement mécanique est indispensable pour réaliser des simulations numériques prédictives du sertissage et de la tenue mécanique.

1.2.3. Conclusion sur la recherche bibliographique :

Cette étude bibliographique a montré qu'il est impossible de simuler efficacement le procédé de sertissage par un modèle 2D en faisant l'hypothèse des déformations planes. Cette impossibilité est d'autant plus vraie dans notre étude car chaque simulation de sertissage sera suivie d'une simulation de tenue mécanique faisant intervenir le troisième axe d'étude.

Le logiciel Forge® sera utilisé dans le cadre de cette thèse. Ce logiciel est basé sur un formalisme de résolution mécanique implicite. Bien que l'ensemble des auteurs privilégie l'usage d'un formalisme de résolution explicite, la gestion efficace des problèmes de contact de ce logiciel est démontrée et aura l'avantage de permettre de réaliser des simulations réalistes.

Dans le cadre de modèles fortement multi domaines, le paramétrage des interactions sera étudié avec attention. La détermination des coefficients de frottement entre les différents corps déformables devra être précise et méthodique. Nous devrons également faire preuve de méthode lors de la caractérisation des matériaux de nos différents échantillons, afin de s'assurer de la précision des résultats de simulations numériques.

1.3. Objectifs du travail de thèse et plan du manuscrit :

L'objectif final de la thèse est de disposer de simulations numériques capables de reproduire, avec une grande précision et un temps de calcul contenu, le procédé de sertissage et la tenue mécanique de contacts sertis. Ces travaux numériques seront basés sur le logiciel Forge®, dédié à la simulation de la mise en forme des métaux. Pour alimenter nos mises en données, une caractérisation des matériaux sera réalisée, en utilisant les dispositifs expérimentaux disponibles au Centre de Mise en Forme des Matériaux. L'analyse des résultats de simulations de sertissage et des simulations de tenue mécanique devra permettre de conclure sur la fiabilité de l'outil de simulation. Les niveaux de criticité de paramètres géométriques, matériaux ou procédés seront étudiés. L'utilisation du logiciel Forge® devra également permettre de valider, à terme, les courbes enveloppes d'efforts de sertissage mise aux point expérimentalement par les partenaires du projet.

En comptant ce premier chapitre d'introduction, le mémoire de thèse est divisé en cinq chapitres. Le second chapitre concernera la réalisation des essais mécaniques en vue de caractériser les paramètres rhéologiques des lois de comportement des matériaux de nos échantillons de types contacts et brins. La présentation détaillée des moyens expérimentaux sera abordée, ainsi que l'analyse des forces et faiblesses associées à chaque dispositif. La synthèse des courbes expérimentales pour chaque échantillon sera également faite.

Le troisième chapitre sera en partie consacré à la réutilisation des données expérimentales acquises au second chapitre en vue de déterminer les valeurs des paramètres rhéologiques. Le concept de l'analyse inverse sera présenté, puis l'analyse des résultats sera effectuée. Une fois les paramètres rhéologiques déterminés, on présentera dans la dernière partie de ce chapitre la méthode employée pour valider les lois de comportement matériaux.

La méthode de mise au point des simulations de sertissage fera l'objet de la première partie du quatrième chapitre. Les modèles des deux technologies de sertissage, à savoir la technologie cuivre et la technologie aluminium, seront présentés successivement. La vérification des géométries pour la mise au point des maillages, l'analyse des paramètres de frottement pour la prédiction précise des phénomènes de contact, ainsi que la détermination des profondeurs d'indentation effective ou des cinématiques d'outils, feront partie intégrante de ce chapitre. Sa seconde partie sera réservée à la présentation des résultats des simulations de références et des discussions associées.

Le début du cinquième chapitre présentera le concept de courbes enveloppes de sertissage, et permettra de faire le lien entre les travaux de thèse et les attentes industrielles. L'ensemble des configurations de sertissage, plus ou moins critiques au regard des normes des partenaires industriels, seront présentées et analysées. Les simulations de tenue mécanique associées seront également exploitées, dans le but de vérifier le comportement du logiciel Forge® et les prévisions numériques.

Finalement, le bilan des travaux réalisés et les perspectives ouvertes seront abordés en conclusion.

Chapitre 2 : Essais mécaniques en vue de la caractérisation des comportements matériaux :

2.1. Introduction du chapitre : 25
2.2. Dispositifs d'essais mécaniques sur petits échantillons : 25
2.2.1. Etude bibliographique : 25
2.2.1.1. Nature des échantillons et dispositifs expérimentaux : 25
2.2.1.2. Fléchissement des dispositifs expérimentaux : 26
2.2.2. Moyens d'essais : 27
2.2.2.1. Sollicitations en traction : 27
2.2.2.2. Sollicitations en compression : 28
2.3. Etude en traction des brins : 29
2.3.1. Objectifs et paramétrages de la campagne d'essais : 29
2.3.1.1. Conversion de la force de traction en contrainte : 29
2.3.1.2. Synthèse des échantillons à analyser : 29
2.3.2. Résultats de la campagne d'essais : 31
2.3.2.1. Technologie cuivre : 31
2.3.2.2. Technologie aluminium : 34
2.3.3. Conclusion et limitations de ce type de sollicitation : 36
2.4. Etude en micro compression des échantillons : 37
2.4.1. Objectifs et mise en place de la campagne d'essais : 37
2.4.2. Campagne d'essais de micro compression sur brins : 38
2.4.2.1. Technologie cuivre 39
2.4.2.2. Technologie aluminium 40
2.4.3. Campagne d'essais de micro compression sur contacts de la technologie cuivre : 42
2.4.3.1. Synthèse des échantillons à tester : 42
2.4.3.2. Essais sur contacts entiers : 43
2.4.3.3. Alternative à la compression de contacts entiers : 43
2.4.3.4. Essais de compression sur tronçons de contacts : 44
2.4.4. Limitations liées au dispositif utilisé : 46
2.5. Etude en compression sur la machine Zwick : 50
2.5.1. Analyse préparatoire : 50
2.5.2. Réalisation de la campagne d'essais : 51
2.5.3. Validation de l'importance de l'essai de "Sertissage CEMEF" : 55
2.6. Conclusion du chapitre : 56

2.1. Introduction du chapitre :

Les essais mécaniques ont pour objectif de caractériser les lois de comportement des matériaux (mécanique des milieux continus). La loi de comportement établit une relation entre la contrainte et la déformation, et est intégrée au modèle numérique pour simuler le procédé d'assemblage qu'est le sertissage.

La déformation d'une pièce dépend de sa géométrie et de la manière dont sont exercés les efforts extérieurs sur cette pièce. La méthode classique d'obtention de la loi de comportement est basée sur la réalisation d'essais normalisés, sur des éprouvettes normalisées. La première partie de ce chapitre va donc permettre, par le biais d'une étude bibliographique, de déterminer si de tels essais sont applicables à nos échantillons. Pour cela, nous nous focaliserons sur la recherche de moyens d'essais mécaniques sur échantillons à l'échelle micro ou millimétrique. Cette recherche permettra d'orienter notre travail en vue de limiter les problématiques rencontrées par d'autres scientifiques.

Ensuite, le chapitre s'attachera à présenter les dispositifs d'essais disponibles au CEMEF et leurs caractéristiques. Ce paragraphe sera suivi de la présentation des résultats des diverses campagnes d'essais et par l'analyse des données recueillies. Nous nous efforcerons de conserver un regard critique sur nos méthodes de travail dans l'optique de trouver, si nécessaire, des alternatives aux problèmes rencontrés.

2.2. Dispositifs d'essais mécaniques sur petits échantillons :

2.2.1. Etude bibliographique :

Les contacts électriques de notre étude sont de forme cylindrique creuse, de rayon externe d'environ 1.2 mm. Les brins possèdent des diamètres variant de 0.115 mm à 0.25 mm en fonction du câble. Nous nous sommes donc penchés sur la bibliographie relative à la caractérisation des matériaux issus d'échantillons de petites tailles. Par petite taille, nous considérons les objets à l'échelle du millimètre.

Les informations pertinentes sur la caractérisation de brins métalliques à l'échelle millimétrique étant restreintes, la recherche bibliographique a été élargie à la détermination des paramètres matériaux sur brins non métalliques et à l'échelle nano/micrométrique. L'ensemble des documents issus de la littérature traite de la caractérisation mécanique de brins composites ou polymères. Bien que les dimensions de ces brins soient très inférieures à celles de nos échantillons, il est intéressant d'analyser ces travaux. Cela permet d'avoir un regard critique sur les premiers essais que nous avions mis en place lors de l'année de mastère spécialisé, pré étude au travail de thèse.

Par ailleurs, peu de documents traitent des moyens d'essais normalisés sur tubes métalliques à notre échelle. La détermination des paramètres matériaux des contacts se fera donc par analyse inverse et ne sera pas traitée dans ce chapitre.

2.2.1.1. Nature des échantillons et dispositifs expérimentaux :

En 2002, Margueritat [MAR02] réalise des essais sur des filaments composites en carbone/aluminium dont le diamètre n'excède pas la dizaine de microns. Tan [TAN06] étudiera en 2006 des fibres de polycaprolactone (PCL) dont le diamètre se situe entre 100 et 500 nanomètres. Enfin, l'étude la plus récente est celle de brins en polyéthylène téréphtalate (PET) ou en polyéthylène naphthalate (PEN) de 20 à 30 micromètres de diamètre réalisée par Lechat [LEC07]

dans le cadre de sa thèse. Quelque soit l'étude, les diamètres des échantillons sont donc bien inférieurs aux diamètres de nos brins métalliques.

Les dispositifs expérimentaux de Margueritat [MAR02] et Lechat [LEC07] sont assez semblables. Les deux auteurs ont utilisé une machine de traction horizontale. Lechat fournit néanmoins davantage d'informations. Ses essais sur filaments ont été réalisés sur une machine développée spécifiquement pour ce type d'essais par Bunsell dans les années 70 [BUN71]. Le dispositif est similaire aux machines d'essais mécaniques habituellement utilisées, avec des dimensions beaucoup plus réduites. Deux mors, l'un fixe et l'autre mobile, sont reliés à un bâti. Le mors mobile est translaté selon l'axe du spécimen grâce à un moteur entraînant la vis mère.

Tan [TAN06] a, quant à lui, sollicité ses brins sur une machine verticale. Avant d'en arriver à un dispositif de nanotraction, l'auteur explique qu'il a essayé d'appliquer deux techniques :

• l'utilisation détournée d'un nanoindenteur pour effectuer un test de traction d'une seule fibre ultrafine [TAN04].

• la fixation de l'extrémité de la nanofibre à la pointe du cantilever piézorésistif d'un microscope à force atomique (AFM) et l'autre extrémité à une platine de microscope optique mobile [TAN05]. La pointe de l'AFM agit comme un capteur de force, tandis que la platine du microscope est utilisée pour étirer la nanofibre.

Tous les dispositifs présentés ci-dessus sont destinés à la traction d'échantillons à l'échelle nano/micrométrique.

Concernant les moyens d'acquisition, Margueritat [MAR02] a opté pour un capteur d'effort à lame en bronze-béryllium très rigide et un capteur de déplacement à transformateur différentiel (LVDT) placé sur la traverse. Lechat [LEC07] a, elle aussi, utilisé un capteur de déplacement LVDT, mais a mesuré les forces de traction à l'aide d'un capteur à jauges semi-conductrices d'une capacité de 1N. Tan [TAN06] ne donne quant à lui pas de détail sur les moyens d'acquisition de données.

Pour que le filament soit sollicité uniquement en traction (cisaillement négligeable), Margueritat [MAR02] propose de monter la fibre sur une feuille de bristol quadrillée, ce qui permet l'alignement. Cette méthode, conforme à la norme ASTM D 3379-75, semble donner de bons résultats.

2.2.1.2. Fléchissement des dispositifs expérimentaux :

Bien que les dimensions des brins et les efforts à appliquer jusqu'à rupture soient faibles, Margueritat [MAR02] suppose rapidement des problèmes liés à la compliance du bâti, sans en confirmer l'existence. Le recours à un capteur de déplacement situé sur la traverse ne permet pas la prise en compte des cédages de la machine, des capteurs ou de la colle permettant de fixer ses échantillons. L'utilisation d'extensomètres classiques pour remonter à la déformation réelle de la matière et aux contraintes n'est pas envisageable de part la fragilité et le diamètre réduit des brins polymères étudiés. Cela fragiliserait les brins et réduirait leurs tenues à l'arrachement. Ainsi, l'auteur privilégie un dépouillement qualitatif des résultats, en précisant que les valeurs des modules d'Young sont incertaines. Margueritat ne s'attache qu'aux valeurs de contrainte à la rupture, expliquant que le fait d'ignorer la compliance du bâti fausse également les valeurs de déformation.

Un problème analogue est imputable à la pré étude de thèse. Le recours au déplacement de la traverse comme déplacement de la matière au niveau des mors permet de déduire l'allongement de

la matière, en faisant l'hypothèse que le bâti et le capteur d'effort ne fléchissent pas. Cette hypothèse de bâti infiniment rigide peut se justifier en partant du principe que la machine de traction Erichsen est conçue pour traiter des échantillons bien plus volumineux et résistants. Cependant, l'allongement du capteur d'effort est également à prendre en compte.

2.2.2. Moyens d'essais :

2.2.2.1. Sollicitations en traction :

Parmi nos échantillons à caractériser, les brins sont les seuls à pouvoir être sollicités en traction. Les dispositifs de traction présents au CEMEF sont nombreux, de la machine de précision (Zwick 200N) à la machine de puissance (Dartec 3T). Dans le cadre de notre étude, deux machines sont adaptées aux gammes de contraintes et de déformations à appliquer à notre problème :

• Machine de traction/compression Erichsen (cf. Figure 2-1-a) équipée d'un capteur de 10 ou 100N et d'extensomètre mécaniques ou d'un suivi par vidéotraction®.

• Machine de traction/compression Zwick. (cf. Figure 2-1-b) équipée d'un capteur de 2kN et d'extensomètres mécaniques.

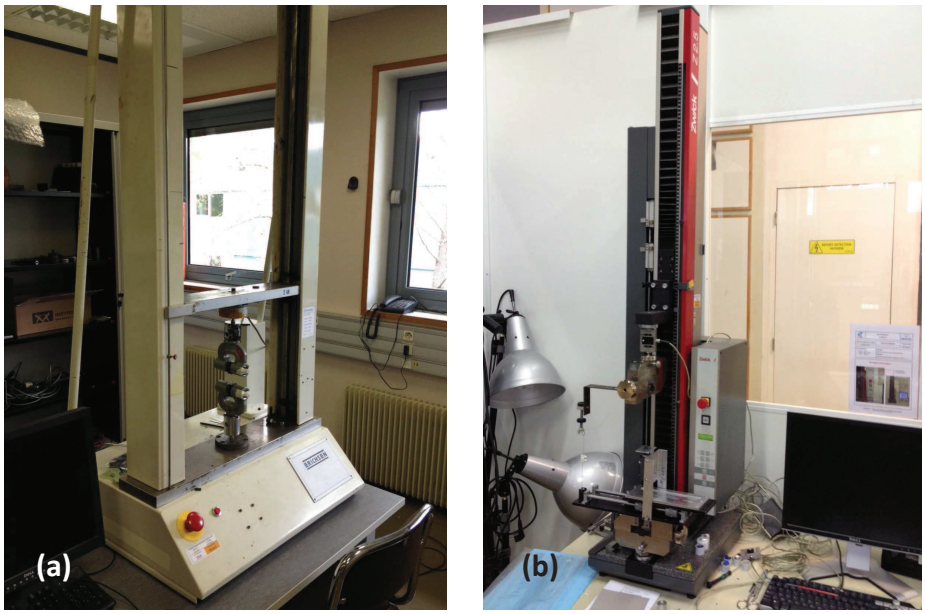


Figure 2-1 : Dispositifs de traction du CEMEF : Erichsen (a) et Zwick (b).

L'avantage de la machine de traction Erichsen réside dans la possibilité d'utiliser un suivi des déplacements par Videotraction®. Directement en lien avec la problématique de compliance du bâti abordée dans le paragraphe précédent, ce dispositif permet de remonter à la déformation réelle.

Le principe de cet appareil est simple. Des marqueurs sont positionnés sur l'échantillon. L'acquisition vidéo, réalisée à l'aide d'une caméra, permet de convertir la distance entre les marqueurs en nombre de pixels, et d'en suivre l'évolution au cours du temps. Cette technique a déjà été appliquée sur des éprouvettes de traction en polyéthylène par Temimi-Maaref [TEM06]. La difficulté principale, dans notre cas, a été de réaliser le marquage. Le choix de marqueur à l'aide d'une encre noire pâteuse s'est avéré le plus efficace, comme on peut l'observer sur la Figure 2-2.

Les brins ont été fixés par collage à la cyanoacrylate entre deux plaquettes aluminium rainurées, afin de ne pas engendrer de déformation initiale liée à l'écrasement par les mors pneumatiques.

Figure 2-2 : Marquage des brins à l'encre pour le suivi par vidéotraction®.

2.2.2.2. Sollicitations en compression :

Dans son manuscrit de thèse, Fayolle [FAY08] insiste sur l'importance de solliciter les éprouvettes dans des conditions proches des sollicitations du procédé. Le sertissage étant un procédé d'assemblage basé sur l'écrasement d'un contact sur un câble, la sollicitation et la caractérisation en compression sont importantes pour tenir compte de l'anisotropie de la matière et s'assurer de la prédiction des efforts de sertissage lors de la simulation. En effet, les brins des câbles sont obtenus par tréfilage. On peut donc supposer que le comportement de la matière est impacté par son anisotropie. Les machines de traction/compression Erichsen et Zwick sont capables de réaliser des essais de compression. Cependant, étant données les dimensions et formes des brins et contacts, il est difficile, en l'état, de pouvoir faire des acquisitions avec ces deux dispositifs sur nos échantillons. L'utilisation d'extensomètre ou du dispositif de vidéotraction® est impossible à appliquer pour cause d'échantillons trop petits.

Pour s'approcher de la gamme de déplacement prévu de nos essais, l'analyse des machines d'indentation a semblé être judicieuse. Le CEMEF est équipé d'une machine de nano indentation dont la gamme d'acquisition en terme d'efforts est adaptée à notre étude. Cependant, les déplacements trop limités applicables par ce dispositif nous ont poussé à abandonner cette piste.

Le CEMEF est également équipé d'une machine de micro indentation à chaud, mise au point en interne par le groupe MEA (Mesures, Etudes, Atelier) en 2008, et notamment utilisé par Payen [PAY10] dans le cadre de sa thèse. Une photographie de cette machine est présentée à la Figure 2-3.

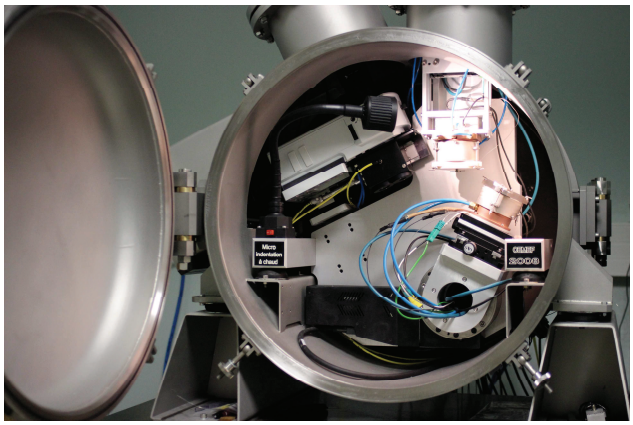


Figure 2-3 : Dispositif de micro indentation.

Cet appareil permet l'acquisition de déplacements sur une plage de 0,5 mm. Cependant, les efforts sont limités à 10N pour de l'indentation Vickers classique. Une pré étude numérique a montré qu'une adaptation de la machine était donc indispensable pour réaliser les essais souhaités.

2.3. Etude en traction des brins :

2.3.1. Objectifs et paramétrages de la campagne d'essais :

L'objectif de cette première campagne d'essais est de caractériser le comportement de la matière de nos différents brins en traction. Cette campagne a été menée sur la machine de traction Erichsen, préalablement équipée d'un capteur de 10 ou 100N en fonction du diamètre et de la nature du brin (cuivre ou aluminium). Le recours au suivi des déplacements par vidéotraction® a été un gros avantage pour remonter à la déformation vraie de la matière.

2.3.1.1. Conversion de la force de traction en contrainte :

Le suivi par videotraction a permis de déterminer la déformation dans l'axe longitudinal du brin. Les résultats bruts des essais sont donc de type Force/Déformation longitudinale. En faisant l'hypothèse de l'absence de striction localisée, le brin peut être assimilé à un cylindre dont le diamètre diminue au fur et à mesure que sa hauteur augmente. Le calcul analytique permet de remonter aux contraintes. La méthode de conversion est présentée en annexe 1 de ce manuscrit.

Pour la conversion des données, nous avons veillé à utiliser une valeur du rayon initiale mesurée au palpeur micrométrique plutôt que les valeurs théoriques des rayons des brins (dépouillement au cas par cas).

2.3.1.2. Synthèse des échantillons à analyser :

L'étude des deux technologies de câblage rassemble un grand nombre de brins de nature et dimensions différentes.

Technologie cuivre :

Deux jauges différentes sont étudiées dans le cadre de la thèse :

- Jauge 22 (Cu22) : 19 brins de cuivre de 0.15 mm de diamètre, repartis sur 3 niveaux. Le schéma (b) de la Figure 2-4 montre le brin central (en vert) et deux couronnes de 6 brins (en orange) et 12 brins (en rouge).

- Jauge 24 (Cu24) : 19 brins de cuivre de 0.115 mm de diamètre, également sur 3 niveaux. Les brins étant plus petits, le cuivre du câble Cu24 est "renforcé" (alliage différent) et a subi un recuit après torsadage pour éviter la rupture du câble dans la gaine lors des manipulations.

Technologie aluminium :

Deux autres câbles sont également étudiés dans le cadre de la thèse :

- Jauge 22 (Alu22) : 6 brins d'aluminium et un brin central de cuivre, tous de 0.25 mm de diamètre. Le schéma (c) de la Figure 2-4 montre le brin central (en cuivre) et l'unique couronne de 6 brins (en aluminium). Le brin de cuivre apporte la résistance mécanique à l'ensemble. L'aluminium permet le gain de poids, tout en conservant une excellente conductivité électrique.

- Jauge 24 (Alu24) : 6 brins d'aluminium et un brin de cuivre, tous de 0.2 mm de diamètre. Les brins étant plus petits, le cuivre du câble Alu24 est également "renforcé" (alliage différent) par rapport au cuivre du câble Alu22. Cependant, aucun recuit n'est réalisé.

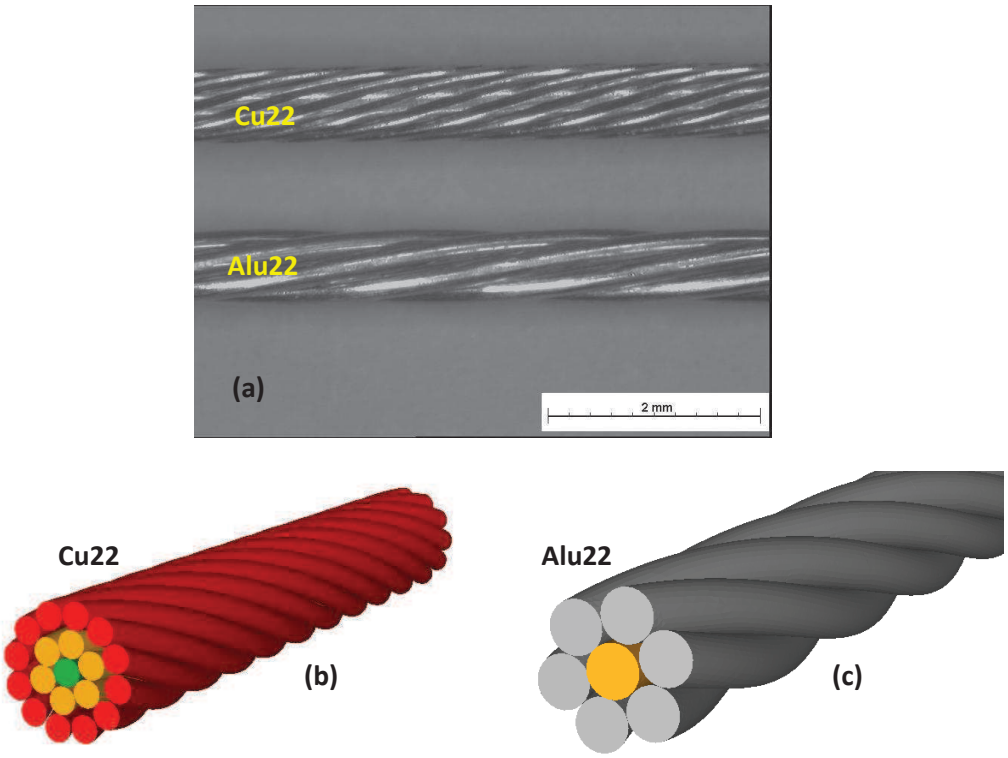


Figure 2-4 : Photographies des câbles Cu22 et Alu22 (a) et schémas de l'agencement des brins : technologie cuivre (b) et technologie aluminium (c).

Le Tableau 2-1 permet de synthétiser l'ensemble des échantillons à étudier. Pour distinguer les différents brins, les dénominations utilisées dans ce manuscrit sont mentionnées en rouge :

	Jauge 24	Jauge 22	Jauge 20
Technologie Cuivre	19 brins de cuivre **Cu24** Ø d'un brin : 0.115 mm	19 brins de cuivre **Cu22** Ø d'un brin : 0.15 mm	19 brins de cuivre **Cu20** Ø d'un brin : 0.20 mm
Technologie Aluminium	6 brins d'aluminium **Alu24** + 1 brin de cuivre **Siclanic24** Ø d'un brin : 0.2 mm	6 brins d'aluminium **Alu22** + 1 brin de cuivre **CuProFor22** Ø d'un brin : 0.25 mm	Non étudié

Tableau 2-1 : Synthèse des échantillons de type "brin" à étudier en traction.

Le Tableau 2-1 possède également une colonne pour le câble Cu20, dont les 19 brins de cuivre mesurent 0.20 mm de diamètre. L'étude rapide des brins de ce câble doit permettre de s'assurer que le comportement de la matière des brins de Cu20 est le même que celui des brins de Cu22, comme le mentionnent les normes de nos partenaires industriels.

2.3.2. Résultats de la campagne d'essais :

2.3.2.1. Technologie cuivre :

La première série d'essais menée sur les brins d'un câble Cu22 a montré une grande dispersion des courbes d'efforts. Les courbes de cette série sont représentées sur la Figure 2-5. Cette dispersion avait déjà été observée lors des essais de traction menés dans le cadre du mastère spécialisé.

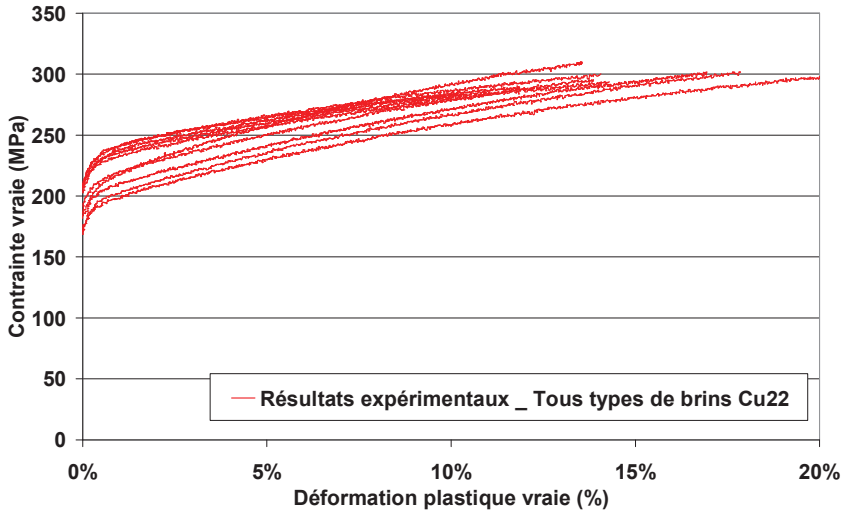


Figure 2-5 : Résultats des essais de traction sur brins cuivre de Cu22 sans distinction de la position initiale du brin dans la corde.

Dans le cadre de cette étude, une hypothèse avait été formulée quant à l'origine de cette dispersion. Le procédé de torsadage des brins engendrerait une plastification différente des brins en fonction de leur position dans la corde. Pour valider cette hypothèse, on compare les courbes de tractions obtenues avec des brins vierges issus du tréfilage (et jamais torsadés), et avec des brins extraits délicatement d'une corde Cu22. Comme le montre le graphique de la Figure 2-6, le comportement des deux brins est différent.

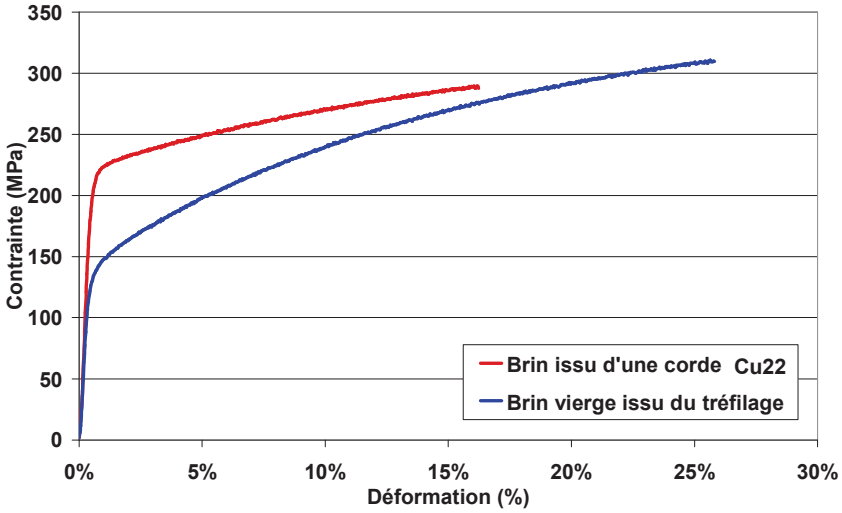


Figure 2-6 : Différence de comportement entre brin vierge et brin issu d'une corde Cu22.

Nous avons donc supposé que le comportement des brins était également différent en fonction de la position du brin dans la couronne. Après une extraction précise des brins, pour ne pas engendrer de plastification additionnelle, une nouvelle série d'essais a été réalisée en distinguant les trois origines de brins possibles. Les courbes obtenues ont été superposées sur le graphique de la Figure 2-7.

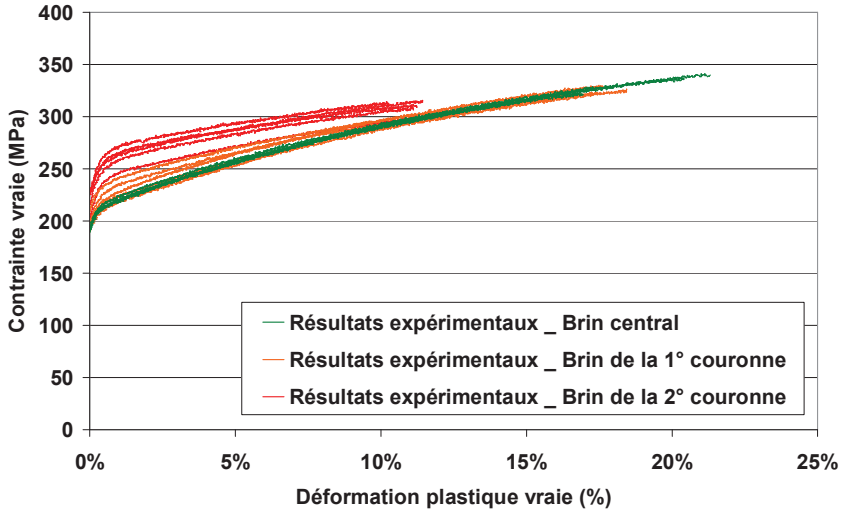


Figure 2-7 : Relevés d'efforts de traction pour les échantillons Cu22 testés : impact de la position du brin dans le câble.

Trois séries de courbes sont mises en évidence. Cela confirme un comportement différent des brins issus des trois couronnes. On émet l'hypothèse que cette différence provient du torsadage qui engendre une plastification du cuivre, dont il faudra tenir compte lors des caractérisations. Les brins de la 2° couronne (les plus sollicités) voient leur limite élastique repoussée et leur allongement à rupture réduit par rapport aux brins de la 1° couronne et aux brins centraux.

Après détermination des courbes moyennes expérimentales pour chaque type de brins, un décalage selon l'axe des abscisses (déformation) a été opéré pour superposer le domaine des courbes d'écrouissage correspondant à la déformation plastique de la matière pour les plus hauts niveaux de déformations. Ainsi, les valeurs de déformations initiales dans les brins ont pu être approximées. L'hypothèse d'une plastification homogène des brins a été faite. Le graphique de la Figure 2-8

permet de conclure que les brins de la 1° couronne ont subi une déformation de l'ordre de 0,8% et que les brins de la 2° couronne ont subi une déformation de l'ordre de 4,7%. La prise en compte des déformations initiales sera discutée lors de l'étude des simulations numériques de sertissage et d'arrachement. Pour la caractérisation de la matière Cu22, seules les courbes d'essais sur brins centraux seront analysées car elle sont les plus reproductibles. Le Tableau 2-2 fournit la valeur de l'écart type maximal pour cet échantillon.

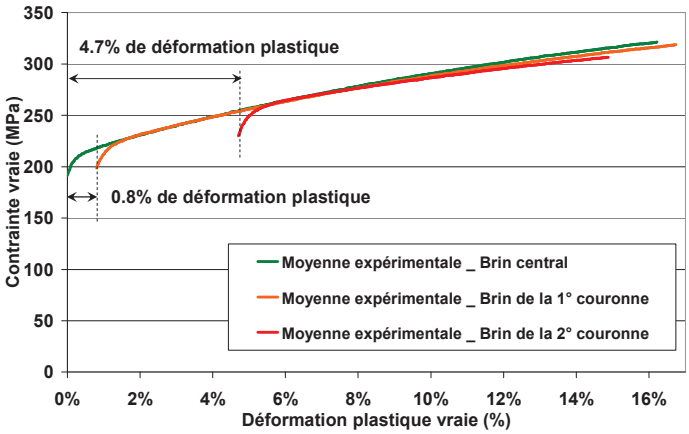


Figure 2-8 : Approximation des niveaux de déformations de chaque type de brin par décalage pour superposition des courbes d'écrouissage.

Des essais de traction analogues ont été réalisés sur les brins des cordes Cu24 et Cu20. La Figure 2-9 rassemble deux graphiques avec les courbes obtenues pour les deux types de corde.

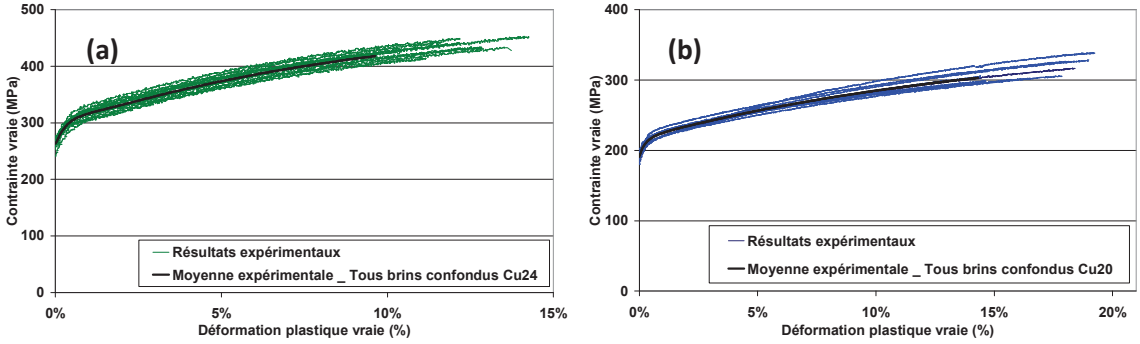


Figure 2-9 : Résultats expérimentaux des essais de traction de brins de Cu24 (a) et de Cu20 (b).

Contrairement aux essais menés sur la corde Cu22, la dispersion des essais sur Cu24 est faible, tous les types de brins étant superposés sur le graphique de la Figure 2-9 (a). Cette faible dispersion s'explique par le recuit que le câble Cu24 a subi après mise en toron, et qui a restauré les propriétés mécaniques de la matière.

Concernant les essais menés sur le Cu20, seuls des brins centraux ont été testés. L'objectif était de vérifier que le comportement de la matière entre le cuivre du Cu22 et le cuivre du Cu20 est identique, comme le prévoit les normes aéronautiques de nos partenaires industriels.

Le Tableau 2-2 rassemble les valeurs des écarts types maximums pour l'ensemble des séries d'essais de traction de brins de la technologie cuivre.

	Amplitude des mesures	Ecart type maximal	Ecart type relatif maximal
Cu20	0 à 350 MPa	1.5 MPa	0.43 %
Cu22	0 à 500 MPa	10 MPa	2 %
Cu24	0 à 320 MPa	11.4 MPa	3.5 %

Tableau 2-2 :Quantification de la dispersion des essais de traction sur brins de la technologie cuivre.

Le graphique de la Figure 2-10 permet de conclure en deux points. Tout d'abord, le comportement des brins de Cu22 et Cu20 en traction est identique. En revanche, les brins "renforcés" de Cu24 sont caractérisés par une courbe d'écrouissage dont les niveaux de contraintes sont plus élevés, ce qui est en accord avec les prescriptions des normes. Ce comportement permet de compenser les dimensions réduites des brins et conserver une bonne tenue mécanique à l'arrachement.

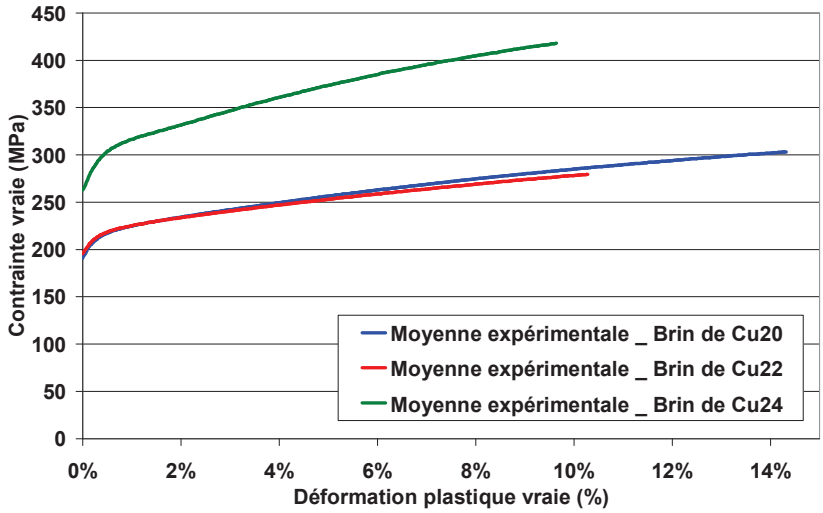


Figure 2-10 : Superposition des moyennes expérimentales obtenues pour chaque type de brins : Cu20, Cu22 et Cu24.

2.3.2.2. Technologie aluminium :

Les quatre types de brins de la technologie aluminium ont été sollicités en traction, afin d'en déterminer la loi de comportement mécanique. Les différents graphiques de la Figure 2-11 permettent de constater la très bonne reproductibilité des essais. Pour justifier cette affirmation, les écarts types en fin d'essais sont renseignés dans le Tableau 2-3.

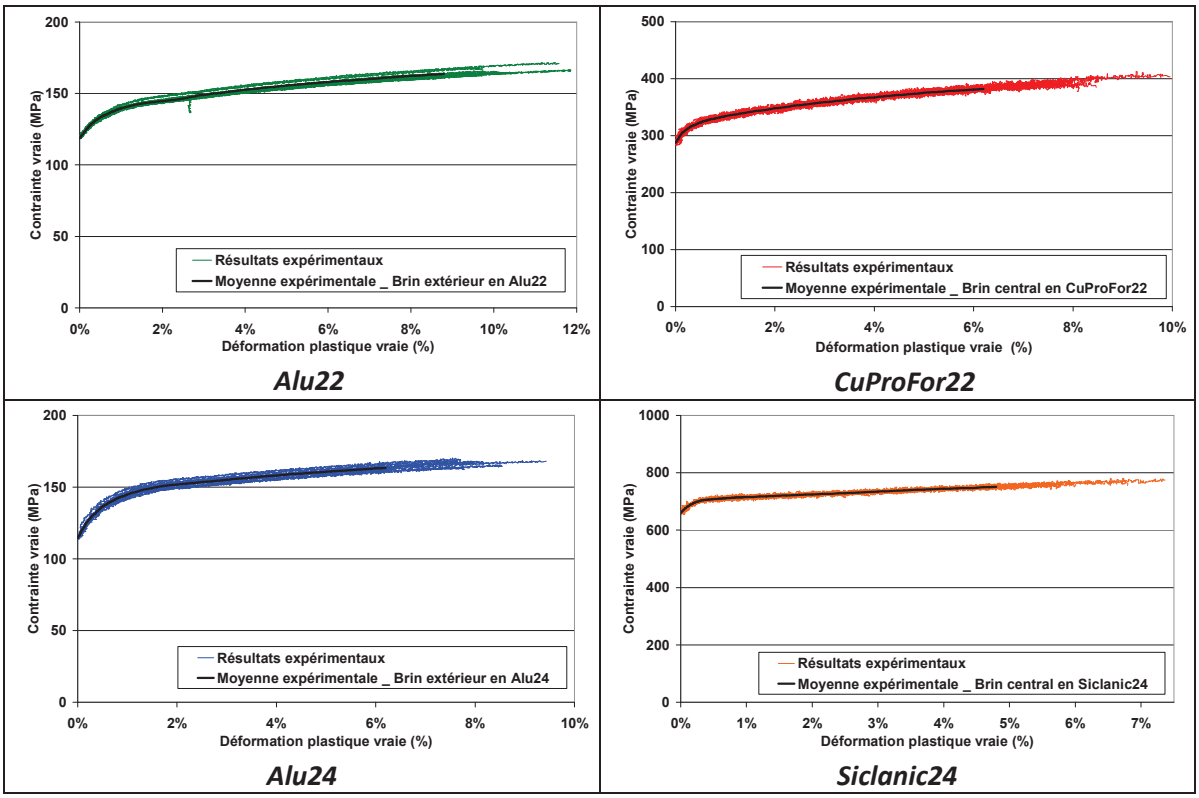


Figure 2-11 : Synthèse des courbes expérimentales en traction obtenues sur les brins de la technologie aluminium.

	Amplitude des mesures	Ecart type maximal	Ecart type relatif maximal
Alu22	0 à 160 MPa	1.8 MPa	1.1 %
CuProFor22	0 à 400 MPa	2.8 MPa	0.7 %
Alu24	0 à 160 MPa	1.9 MPa	1.2 %
Siclanic24	0 à 750 MPa	4.0 MPa	0.5 %

Tableau 2-3 :Quantification de la dispersion des essais de traction sur brins de la technologie aluminium.

Cette reproductibilité des essais est un avantage pour une caractérisation précise des lois de comportements de nos matériaux.

Le graphique de la Figure 2-12 superpose les moyennes expérimentales des quatre types de brins précédemment cités. Concernant les brins en aluminium des deux cordes (Alu22 et Alu24), le graphique permet de conclure que le comportement de la matière est identique. Cette conclusion est en accord avec les normes aéronautiques. A contrario, les brins de cuivre ont des comportements différents. Le brin de Siclanic24, extrait de la corde Alu24, a un comportement plus résistant que le brin de CuProFor22 de l'Alu22. Ceci permet de conserver une bonne tenue mécanique de l'Alu24, câble de section plus petite que l'Alu22. Néanmoins, les courbes d'écrouissage des deux types de brins cuivre sont au-dessus des courbes d'écrouissage des brins aluminium. Cela démontre que les brins centraux en cuivre permettent aux deux cordes d'avoir une meilleure tenue à la traction.

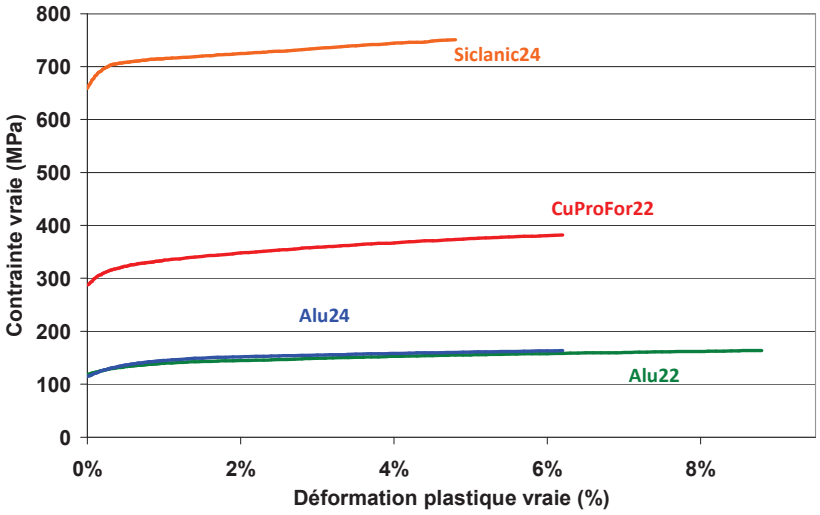


Figure 2-12 : Superposition des moyennes expérimentales obtenues pour chaque type de brins : Alu22, CuProFor22, Alu24, Siclanic24.

2.3.3. Conclusion et limitations de ce type de sollicitation :

Les essais de traction, menés sur l'Erichsen, ont permis d'obtenir, pour chaque type de brin, une courbe expérimentale moyenne contrainte/déformation. L'utilisation du suivi par vidéotraction® a été couplée à un calcul analytique des données brutes pour aboutir à ces résultats, avec une reproductibilité et une précision en accord avec notre problématique. Ces données moyennes seront traitées dans le troisième chapitre de ce manuscrit, afin de remonter aux paramètres des lois de comportement matériaux considérés.

Lors d'un sertissage, le contact est écrasé sur les brins pour réaliser l'assemblage mécanique. La sollicitation s'apparente donc davantage à un essai de compression. De plus, les brins sont fabriqués par tréfilage. Une anisotropie de la matière est à prévoir. Enfin, les essais de traction ne permettent pas de prévoir le comportement de la matière pour de grandes déformations, les brins cassant pour des déformations de l'ordre de 5 à 15% en fonction de la nature du matériau.

Pour toutes ces raisons, nous avons réfléchi à un moyen de solliciter nos brins en compression. Etant donné que les contacts ne peuvent pas être sollicités en traction de part leur géométrie, nous avons choisi un dispositif qui pourrait permettre de tester à la fois les brins et les contacts.

2.4. Etude en micro compression des échantillons :

2.4.1. Objectifs et mise en place de la campagne d'essais :

En 2008, le groupe MAE du CEMEF a mis au point un dispositif de micro indentation à chaud. Cette machine est constituée d'une cuve permettant de réaliser un vide partiel et de chauffer l'échantillon à indenter. Cependant, il est possible de désactiver la chauffe et de travailler à pression ambiante. Cette machine a semblé la plus adaptée en terme de capacité des capteurs et de dimensions admissibles des échantillons. La Figure 2-13 rassemble deux photographies de la machine de micro indentation.

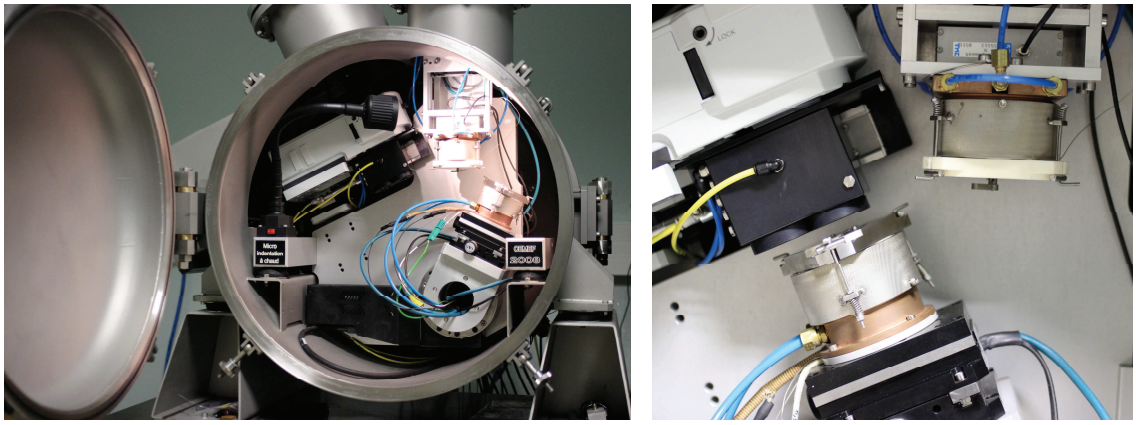


Figure 2-13 : Machine de micro indentation.

Concernant l'acquisition des données, un capteur capacitif permet de remonter au déplacement de l'outil sur une plage de 0.5 mm. Par défaut, un capteur d'effort de 10N permet d'enregistrer les efforts. Une étude réalisée en amont du travail de thèse a montré les limitations liées à ce capteur. Un capteur de 60N a donc été installé pour notre étude, cette valeur étant l'effort maximal admissible par les platines de déplacements. La Figure 2-14 rassemble deux photographies. La photographie (a) permet de visualiser le dispositif en position d'indentation. La partie haute est la partie mobile, sur laquelle est fixé l'outil de compression. La photographie (b) permet d'observer la platine porte échantillon usinée au CEMEF, et qui permet de maintenir en position les brins et les contacts lors de la compression.

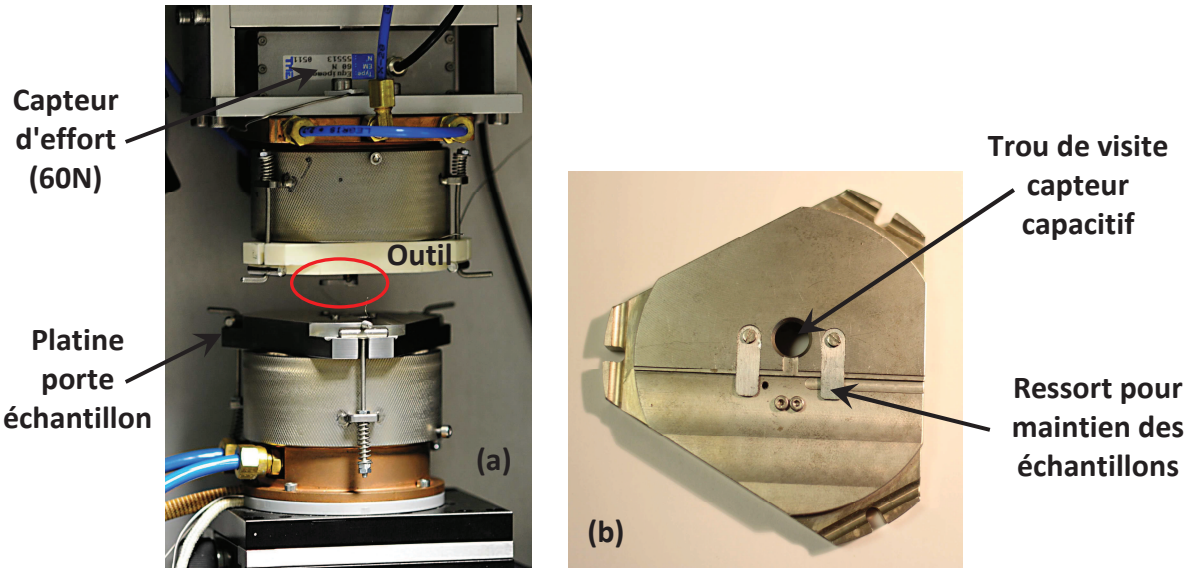


Figure 2-14 : Appareil en position d'indentation (a) et visuel du porte échantillon (b).

Par défaut, la machine de micro indentation est équipée d'une pointe Vickers pour réaliser les mesures de dureté. Dans le cadre de la thèse, un outil plan a été usiné afin de réaliser une compression plane. Cet outil spécifique est observable à la Figure 2-15. Il est fixé à la partie mobile du dispositif par une goupille passant dans le trou visible. La zone de compression est située à la verticale de ce trou. L'outil possède une protubérance qui permet d'activer le capteur capacitif et de mesurer les déplacements. Le schéma de la Figure 2-16 détaille les différents composants du dispositif expérimental.

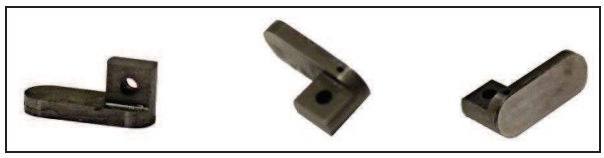


Figure 2-15 : Visuels de l'outil mis au point pour solliciter nos échantillons.

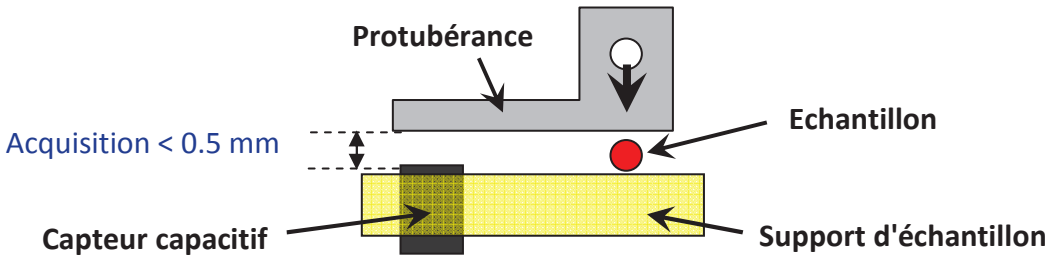


Figure 2-16 : Schéma du dispositif de micro compression.

2.4.2. Campagne d'essais de micro compression sur brins :

Pour la micro compression de brins, l'outil de base plan a été équipé d'un demi cylindre calibré de 0.5 mm de rayon, positionné de manière transversale au brin comprimé. Cette forme permet de s'approcher de la géométrie d'un mors de sertissage. Les photographies de la Figure 2-17 permettent de constater la différence de profil d'un brin avant et après compression. Des niveaux de déformations supérieurs à ceux obtenus en traction sont prévisibles.

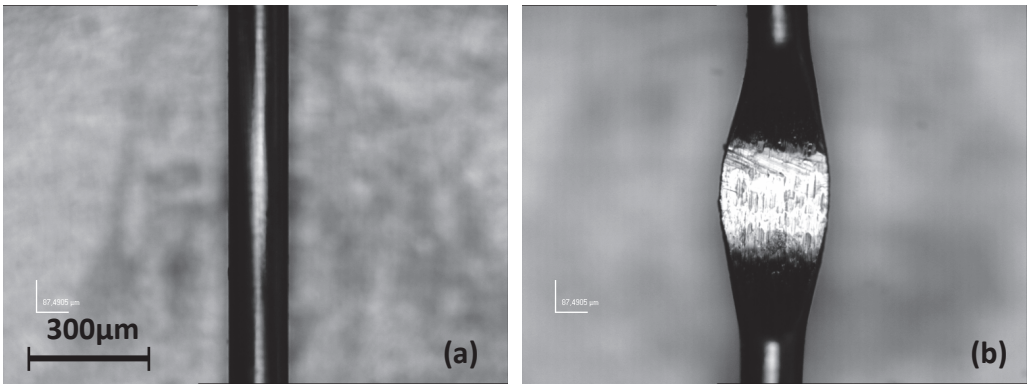


Figure 2-17 : Comparaison du profil avant (a) et après (b) compression d'un brin de cuivre de câble Cu22

2.4.2.1. Technologie cuivre

La première campagne d'essai de compression sur brins a été réalisée sur les brins issus de câble Cu22 et Cu24 de la technologie cuivre. La Figure 2-18 rassemble les courbes des séries d'essais.

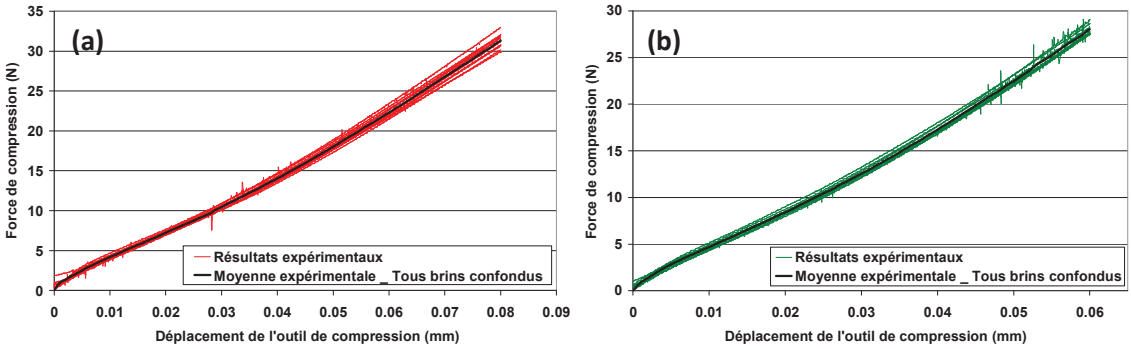


Figure 2-18 : Courbes expérimentales obtenus par essais de compression de brins Cu22 (a) et Cu24 (b)

Les écarts types en fin d'essais, pour chaque série, sont rassemblés dans le Tableau 2-4.

	Amplitude des mesures	Ecart type maximal	Ecart type relatif maximal
Cu22	0 à 30 N	0.93 N	3.1 %
Cu24	0 à 28 N	0.52 N	1.8 %

Tableau 2-4 :Quantification de la dispersion des essais de compression sur brins de la technologie cuivre.

La superposition des courbes moyennes expérimentales de ces deux types de brins est faite sur la Figure 2-19. La course de compression est réduite pour le brin de Cu24 car son diamètre initial est inférieur. Cependant, le comportement renforcé des brins Cu24, déjà mis en évidence suite aux essais de traction qui ont mené à l'obtention de la Figure 2-10, est à nouveau observé sur ce graphique. De manière relative aux diamètres de chaque brin, le matériau des brins Cu24 est plus résistant que le matériau constituant les brins de Cu22.

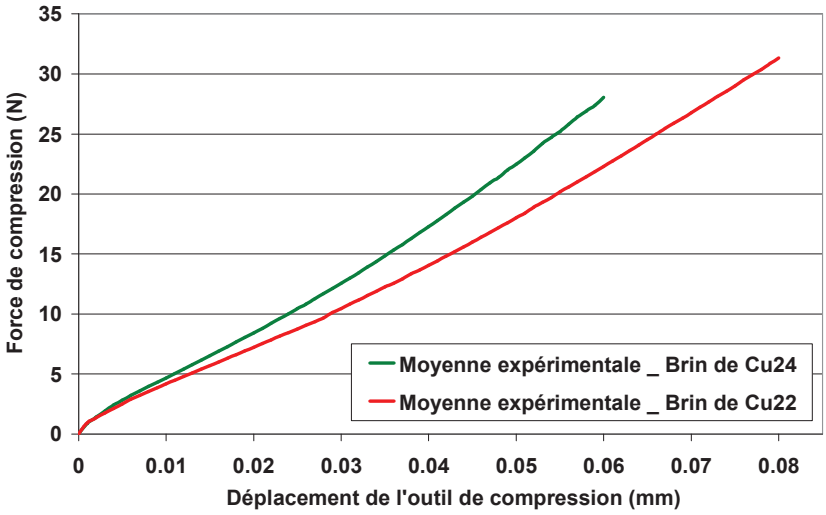


Figure 2-19 : Comparaison des moyennes expérimentales d'efforts de compression de brins Cu22 et Cu24

2.4.2.2. Technologie aluminium

Les essais de compression menés sur les brins de la technologie cuivre ayant été concluants, le dispositif d'essai n'a pas été modifié pour l'obtention des courbes expérimentales pour la technologie aluminium. La Figure 2-20 rassemble les courbes force/déplacement obtenues pour les quatre types de brins liés à cette technologie.

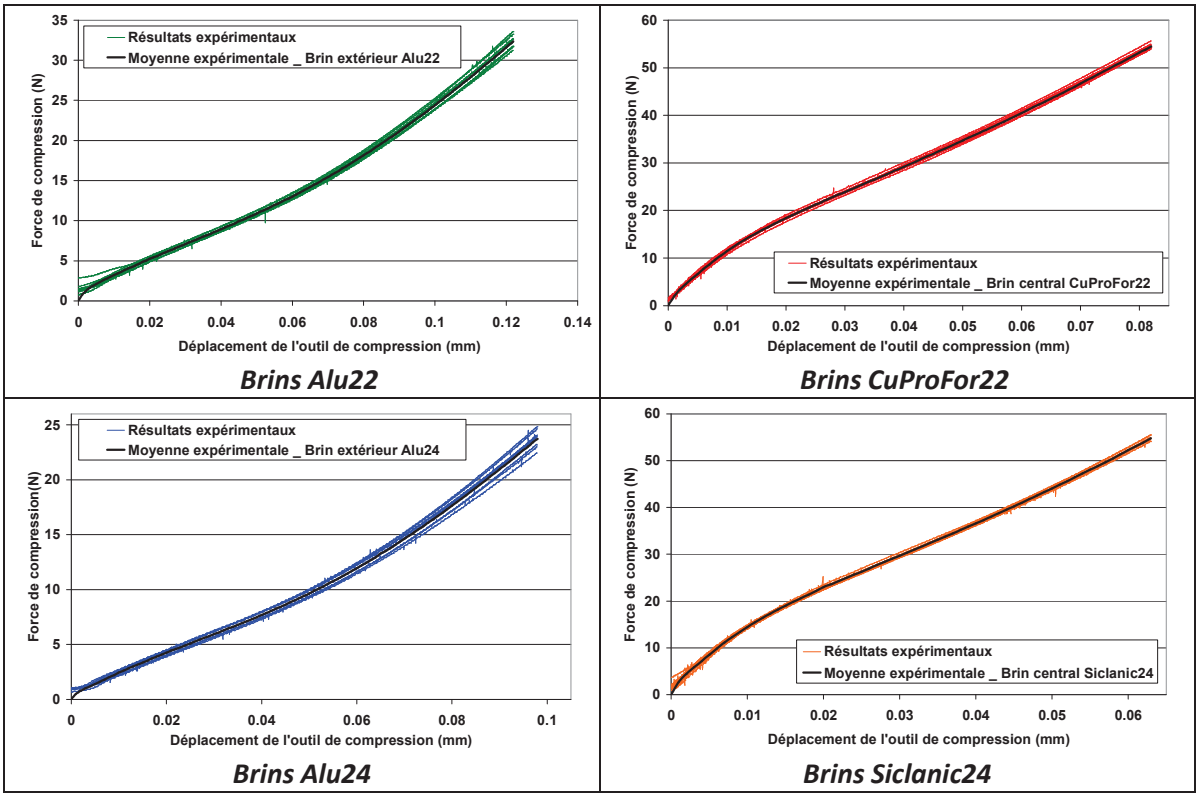


Figure 2-20 : Synthèse des courbes expérimentales en compression obtenues sur les brins de la technologie aluminium.

Comme pour les brins de la technologie cuivre, ces essais sont caractérisés par une excellente reproductibilité. Les écarts types en fin d'essais, pour chaque série, sont rassemblés dans le Tableau 2-5.

	Amplitude des mesures	Ecart type maximal	Ecart type relatif maximal
Alu22	0 à 32 N	0.75 N	2.3 %
CuProFor22	0 à 55 N	0.54 N	1.0 %
Alu24	0 à 24 N	0.75 N	3.1 %
Siclanic24	0 à 55 N	0.48 N	0.9 %

Tableau 2-5 :Quantification de la dispersion des essais de compression sur brins de la technologie aluminium.

Pour une meilleure visualisation des résultats, les moyennes expérimentales de chaque type de brins sont superposées sur le graphique de la Figure 2-21. La conclusion est analogue à celle obtenue suite aux essais de traction. Les matériaux CuProFor22 et Siclanic24 sont notablement plus résistants que les brins d'aluminium, comme le prédisent les normes.

Les courbes d'efforts de compression des brins en aluminium Alu22 et Alu24 sont presque superposées. Pour s'assurer qu'une erreur d'analyse des courbes expérimentales n'ait pas été faite, nous avons simulé la compression d'un brin de 0.2 mm et d'un brin de 0.25 mm en utilisant une même rhéologie correspondant à un aluminium Al99 de la librairie de matériaux Forge®. La Figure 2-22 superpose les deux courbes d'efforts simulés et nous pousse à faire le même constat que l'analyse des courbes expérimentales. Finalement, la différence entre les deux courbes est du même ordre de grandeur que la dispersion même des essais mécaniques. La différence de diamètre (0.2 mm pour l'Alu24 contre 0.25 mm pour l'Alu22) impacte peu les niveaux d'efforts en fonction de la hauteur de presse réalisée.

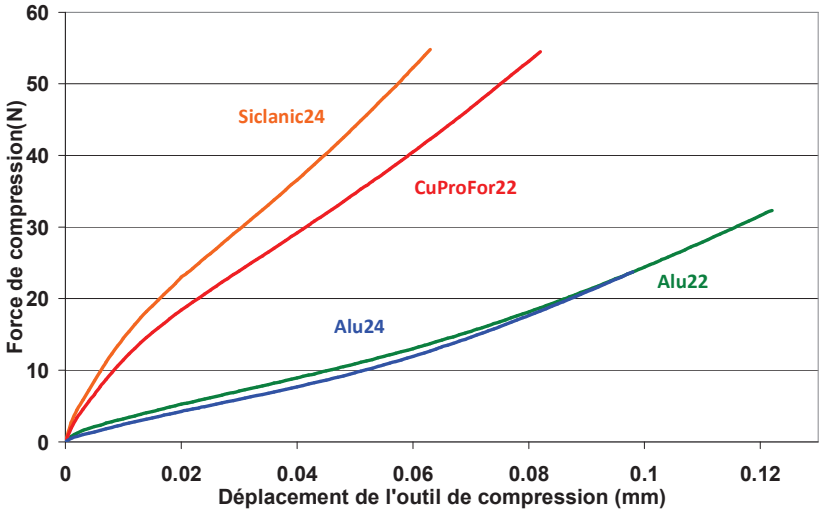


Figure 2-21 : Superposition des moyennes expérimentales en compression obtenues pour chaque type de brins : Alu22, CuProFor22, Alu24, Siclanic24.

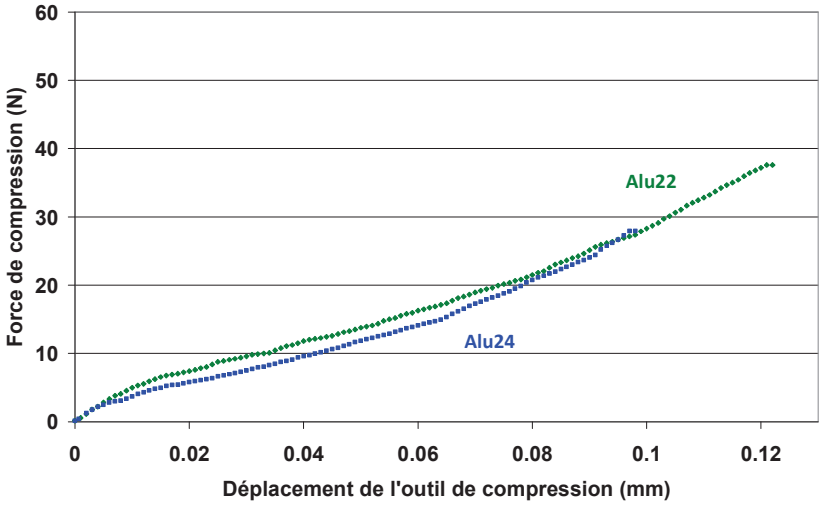


Figure 2-22 : Courbes d'efforts de compression simulées pour les brins d'Alu22 et d'Alu24 avec la même loi de comportement.

2.4.3. Campagne d'essais de micro compression sur contacts de la technologie cuivre :

2.4.3.1. Synthèse des échantillons à tester :

Dans le cadre de notre étude, nous nous sommes limités à l'analyse de deux références de contacts pour la technologie cuivre. Ces références sont les plus utilisées en chaîne de production, et peuvent être serties sur les deux câbles Cu22 et Cu24 étudiés jusqu'ici. La première correspond au contact femelle F. La seconde correspond au contact mâle M. Dimensionnellement parlant, ces deux types de contacts sont identiques au niveau de la partie sertie sur le câble. Les plans de la Figure 2-23 montrent que les zones serties, entourées en rouge, sont identiques.

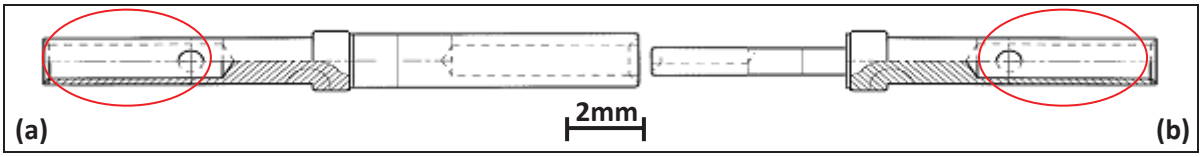


Figure 2-23 : Mises en plans sans côtes des contacts F (a) et M (b).

Le matériau employé pour la fabrication des deux types de contacts répond également aux mêmes normes aéronautiques. La seule différence entre les deux références est le traitement thermique de recuit que le contact femelle a subi. Le recuit consiste en une étape de montée graduelle en température suivie d'un refroidissement contrôlé. Comme l'explique Bullens [BUL35], cette action est particulièrement employée pour faciliter la relaxation des contraintes pouvant s'accumuler au cœur de la matière, sous l'effet de contraintes mécaniques ou thermiques, intervenant dans les étapes de mise en forme des contacts. Cette procédure, courante en sciences des matériaux, permet de modifier les caractéristiques du métal et de restaurer ses propriétés physiques originelles. À l'occasion d'un recuit, les grains (mono-cristaux) de matière se reforment et retrouvent leur "état d'équilibre".

Avec un mauvais recuit (temps insuffisant par exemple), les propriétés mécaniques de la matière ne seront donc pas totalement restaurées. La campagne d'essais a eu pour objectif de tester des contacts F convenablement recuits, mais également "non recuits" et "trop recuits", afin de vérifier

l'influence de ce traitement thermique sur le sertissage et sa tenue mécanique. Le Tableau 2-6 synthétise les quatre types de contacts qui seront sollicités par le dispositif de micro compression.

	Dénomination	Dimensions
Contact mâle	M	Diamètre externe : 1.195 mm Diamètre inter : 0.876 mm
Contact femelle	F	Idem
	F non recuit	Idem
	F trop recuit	Idem

Tableau 2-6 : Synthèse des échantillons de type "contact" à étudier en micro compression.

2.4.3.2. Essais sur contacts entiers :

Des essais de compression sur contacts entiers ont été menés en début de thèse. La capacité de 60N du capteur d'effort est devenu le facteur limitant l'amplitude de nos essais, et les niveaux de déformation applicables à nos échantillons. La Figure 2-24 permet de visualiser la déformation subie par le fût du contact à cette limite du capteur d'effort.

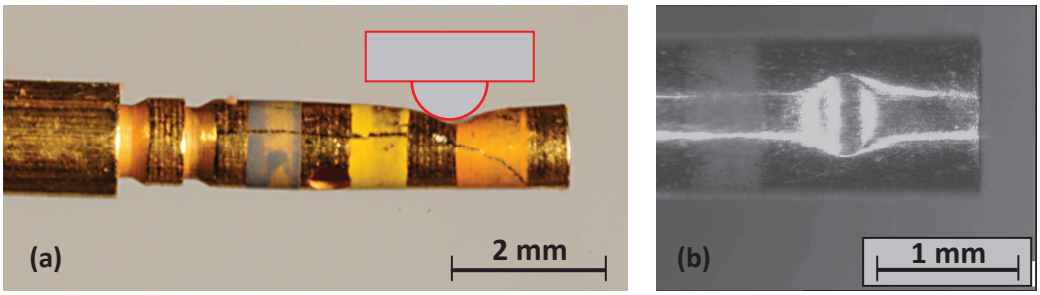


Figure 2-24 : Principe de l'essai de compression de contact avec indenteur cylindrique (a) et visuel d'un contact après compression à 55N.

Ce type d'essai ne permet pas d'atteindre des niveaux de déformation du même ordre de grandeur que ceux vus en sertissage. Le sertissage est un procédé mettant en jeu de grandes déformations. Une alternative a donc du être trouvée.

2.4.3.3. Alternative à la compression de contacts entiers :

Ne pouvant plus augmenter la capacité du capteur, nous avons décidé de réduire les efforts nécessaires pour déformer notre matière. La deuxième solution proposée a été de solliciter des tronçons cylindriques de fût de contact. L'utilisation d'une scie à fil diamantée a permis d'obtenir des cylindres creux de cuivre d'environ 1 mm de longueur, comme le montre la Figure 2-25. Pour solliciter ce type d'échantillon, le demi cylindre a été supprimé de l'outil de compression. Les tronçons ont été comprimés entre deux tas plats.

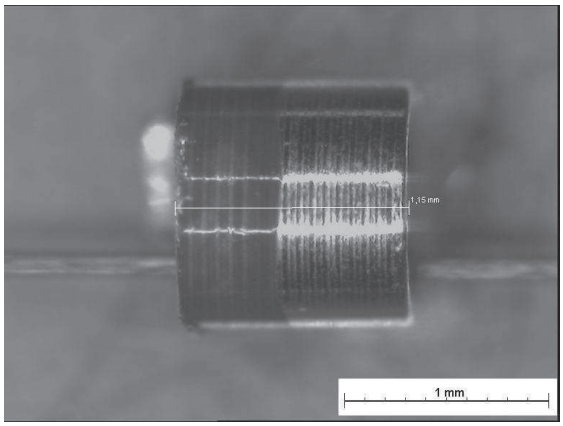


Figure 2-25 : Echantillon type issu d'un contact de la technologie cuivre avant sollicitation en micro compression.

Le problème s'est posé quant à la dispersion des essais liés aux différentes longueurs de tronçons obtenus grâce aux coupes. En effet, malgré toutes les précautions prises pour s'assurer une longueur de coupe des contacts homogène, les différences de longueur à cette échelle impactent notablement les efforts de compression. L'impossibilité d'obtenir des tronçons de même longueur a conduit à harmoniser les données par l'intermédiaire d'un coefficient de proportionnalité. Pour valider la viabilité de cette solution, une étude numérique a été menée. Les résultats de cette étude sont visibles en annexe 2 de ce manuscrit et ont été appliqués dans l'analyse des donnés expérimentales.

2.4.3.4. Essais de compression sur tronçons de contacts :

La méthodologie à appliquer étant définie, les essais de compression ont été menés sur les quatre types d'échantillons présentés précédemment. Ces essais ont été menés à une vitesse de 0.05 mm/s et sont limités en terme d'efforts à 55N. Comme la dépendance à la vitesse de déformation n'est pas considérée dans cette sollicitation à froid, la valeur de la vitesse est purement arbitraire et permet d'assurer le bon pilotage de la machine. Ensuite, les courbes ont été traitées pour ne conserver que le début de compression, avant repli de la matière sur elle-même. La Figure 2-26 permet de visualiser l'évolution de la géométrie d'un fût avant et après compression.

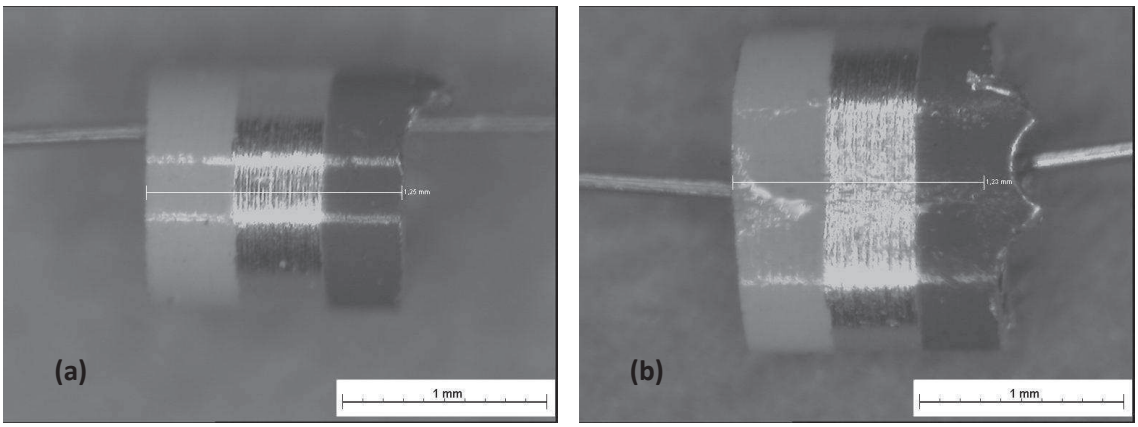


Figure 2-26 : Visuels d'un tronçon de contact avant (a) et après (b) compression à 55N.

Le tableau de la Figure 2-27 rassemble les courbes expérimentales en compression obtenues sur les tronçons de contacts de la technologie cuivre.

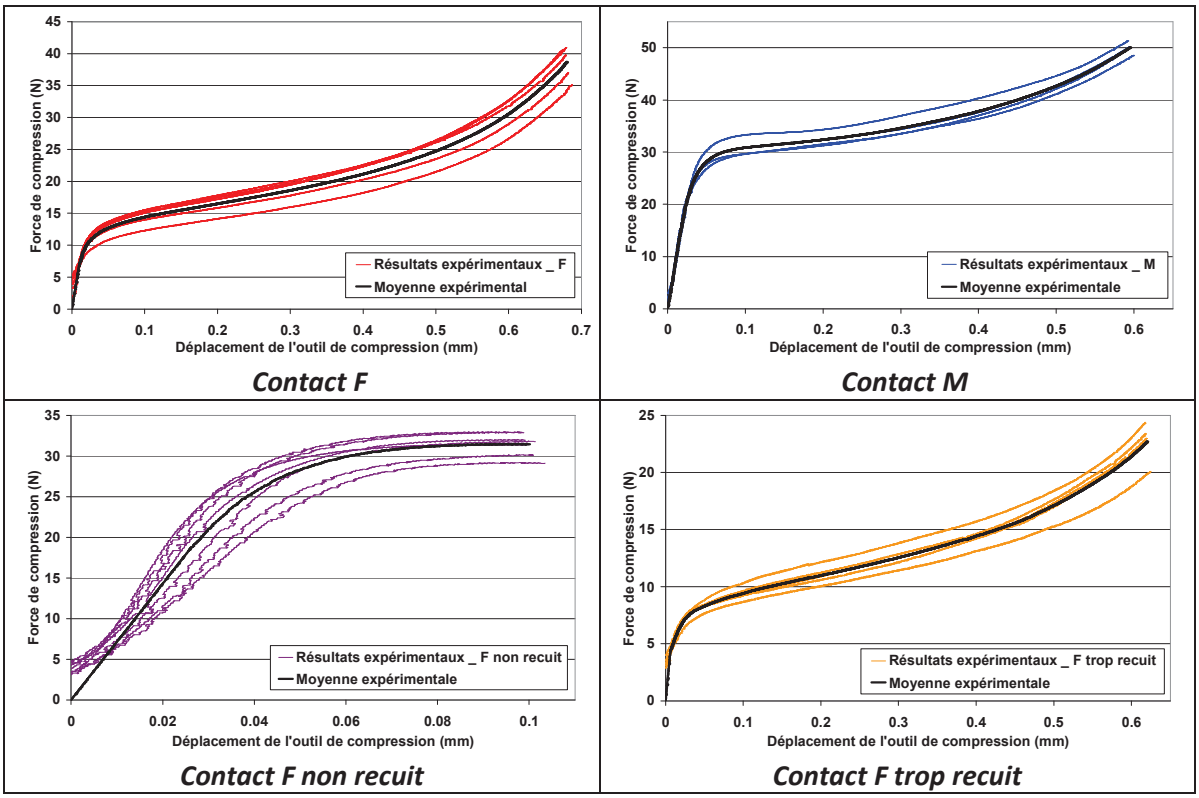


Figure 2-27 : Synthèse des courbes expérimentales en compression obtenues sur les tronçons de contacts de la technologie cuivre.

L'étude des écarts types en fin de compression témoigne d'une moins bonne reproductibilité des essais par rapport aux essais de compression sur brins, comme le prouve les donnés du Tableau 2-7.

Les essais réalisés sur les contacts F non recuits sont les plus critiques. D'un contact à l'autre, la matière a été déformée, mais n'a pas du tout subi de traitement thermique pour restaurer ses propriétés mécaniques. La dispersion est donc importante, et les essais aboutissent rapidement à la rupture fragile des contacts fortement écrouis.

	Amplitude des mesures	Ecart type maximal	Ecart type relatif maximal
M	0 à 50 N	1.1 N	2.2 %
F	0 à 40 N	2.5 N	6.2 %
F non recuit	0 à 32 N	1.4 N	4.4 %
F trop recuit	0 à 23 N	1.6 N	6.9 %

Tableau 2-7 :Quantification de la dispersion des essais de compression de tronçons de contacts de la technologie cuivre.

Cependant, la superposition des 4 courbes expérimentales moyennes, faite sur le graphique de la Figure 2-28, permet de conclure en différents points.

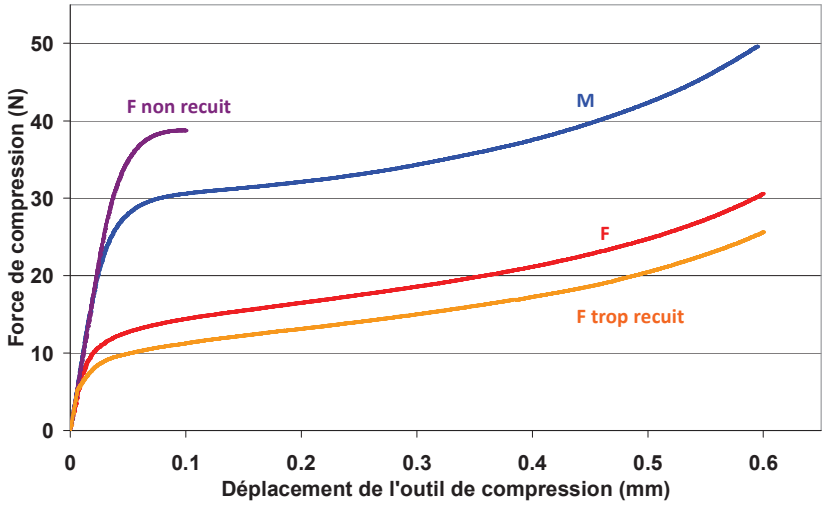


Figure 2-28 : Superposition des moyennes expérimentales en compression obtenues pour chaque type de tronçons : M, F, F non recuit et F trop recuit.

Concernant les contacts standards, le contact femelle F ayant été recuit voit logiquement sa résistance à la compression diminuée de moitié par rapport au contact mâle M. Si ce contact femelle subit un recuit trop long, on observe que la courbe d'effort de compression est encore plus basse. Au contraire, si le contact femelle ne subit aucun recuit, les efforts de compression croissent rapidement, mais l'écrouissage excessif de la matière engendre la rupture du cylindre après une course d'environ 0.1 mm. Il est étonnant de constater que le comportement d'un contact F non recuit est différent d'un contact M, qui n'a a priori pas subi non plus de recuit particulier. On peut supposer que les contacts M ont donc reçu un traitement thermique après fabrication, pour diminuer leur fragilité, tout en conservant une résistance mécanique plus importante que les contacts F.

Malgré une reproductibilité perfectible pour certains types de contacts, il est intéressant de constater que la pente initiale pour chaque échantillon est la même. Cette pente, caractéristique du domaine élastique, montre que la nuance du cuivre utilisé dans la fabrication des différents contacts est similaire. Le domaine élastique n'est pas impacté par les traitements thermiques de la matière et le module d'Young des quatre types d'échantillons est semblable. Il sera déterminé ultérieurement.

A terme, l'étude de ces différentes nuances matériaux va nous permettre de déterminer leur impact sur les courbes de sertissages simulés et les mécanismes de rupture dans les simulations d'arrachement.

2.4.4. Limitations liées au dispositif utilisé :

Ce dispositif de micro compression, bien que prometteur en ce qui concerne ses caractéristiques techniques, a montré certaines limites. La première est liée à la saturation du capteur d'effort. L'obligation de tronçonner les échantillons a engendré l'apparition de bavures de coupe sur les tronçons de contacts. Des exemples de bavures sont visibles sur les Figure 2-26 et Figure 2-29. La quantification de l'impact de cette bavure sur les efforts est difficile. Elle pourrait être à l'origine de la dispersion des essais, visible sur les courbes de la Figure 2-27.

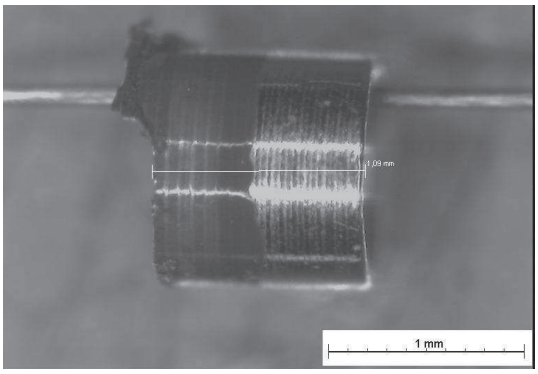


Figure 2-29 : Aperçu d'un tronçon et de sa bavure de coupe.

La seconde limitation du dispositif réside dans le mécanisme de déplacement de la platine porte échantillon. Une déflexion de l'ensemble de l'empilement n'est pas à exclure, étant donné que nous sommes largement au-delà des 10N de charge pour lesquels la machine a été conçue. La platine de déplacement est validée pour un fonctionnement en charge de moins de 60N. Cela signifie qu'elle peut toujours réaliser les déplacements sous cette charge, mais cela n'empêche en rien le dispositif de se tasser.

Pour apporter davantage de légitimité à cette hypothèse, une campagne d'essai a été menée sur un échantillon considéré comme infiniment rigide. Un barreau en acier trempé a été positionné sous l'outil de compression, et une acquisition a été menée à une vitesse de 0.05 mm/s pour obtenir la courbe force/déplacement correspondante. Si le dispositif avait été infiniment rigide, l'essai aurait été caractérisé par une pente quasi infinie et aurait stoppé immédiatement. La Figure 2-30 rassemble les courbes force/déplacement pour l'échantillon rigide et pour un tronçon de contact en cuivre. Cette superposition permet de comparer l'allure et les niveaux des relevés.

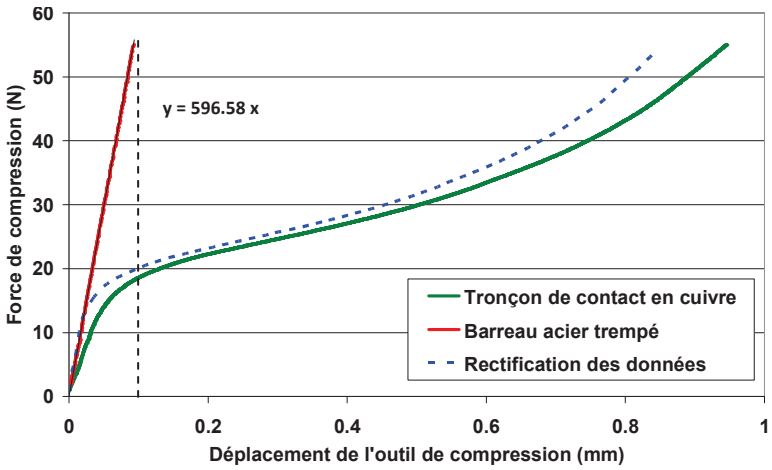


Figure 2-30 : Courbes issues des essais sur échantillon rigide en acier et sur tronçon de contact en cuivre

L'allure de la courbe obtenue par compression de l'échantillon rigide est une droite parfaite. L'analyse de la pente permet de supposer qu'une montée en charge de 0 à 55N engendre un tassement de la platine de 0.1 mm environ. Pour un essai de compression de tronçon mené sur 0.6 mm, ce tassement représente donc 17 % de la course de l'outil. Un tel cédage pourrait engendrer une sous-estimation importante de module d'Young et des différences de paramètres de lois de comportement matériaux après analyse des données.

A titre d'exemple, la courbe expérimentale d'un dispositif fictif ne fléchissant pas a été extrapolée. La droite rouge permet d'associer à un effort donné une valeur de cédage en millimètre. Il est donc

possible de soustraire à chaque instant, en fonction de la force vue par le capteur d'effort, une valeur au déplacement de l'outil. Cette courbe expérimentale fictive est représentée en pointillé sur le graphique de la Figure 2-30. Il est prévisible que le module d'Young déterminé par analyse de la courbe en pointillée sera supérieur au module d'Young déterminé par analyse de la courbe verte. En revanche, se contenter de telles imprécisions est difficilement acceptable dans une étude où la précision des relevés expérimentaux est justifiée par la finesse des composants et l'importance de la validité des résultats.

Enfin, la dernière limitation de ces essais réside dans les niveaux de déformations atteints. Une simulation numérique a été réalisée avec une rhéologie de cuivre Cu99.97 issue de la librairie de matériaux de Forge. La loi de comportement associée est présentée à l'annexe 3 de ce manuscrit. La Figure 2-31 montre les déformations équivalentes en fin de compression.

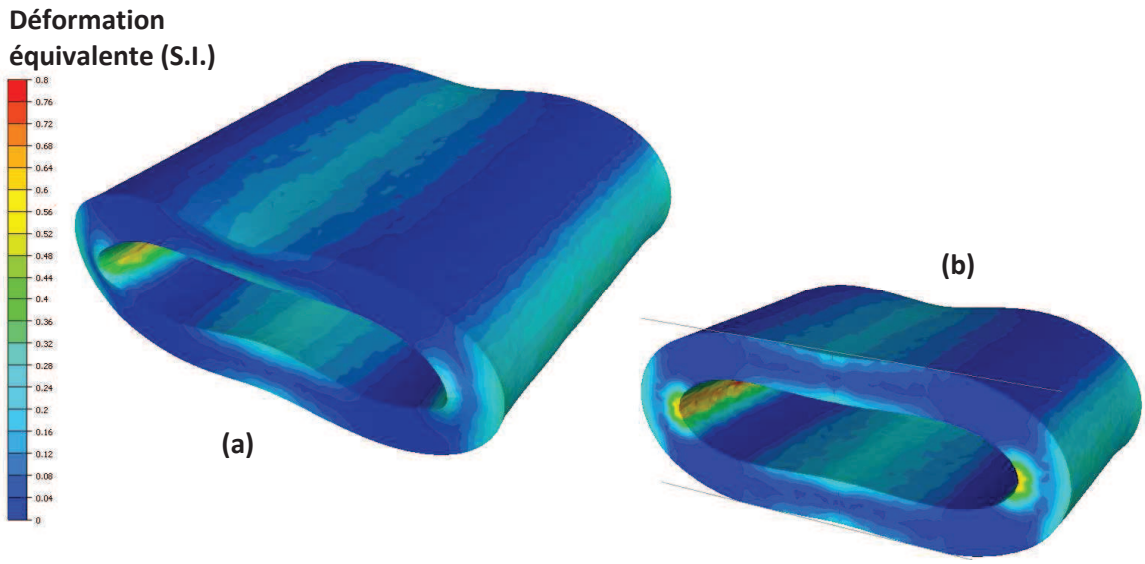


Figure 2-31 : Déformation équivalente du fût en fin de micro compression : tronçon complet (a) et vue de coupe (b).

La vue de coupe (b) permet de visualiser précisément la zone où se concentrent les plus grandes déformations. De manière globale, en omettant les zones de replis, la matière subit des déformations de 0 à 25%. Cependant, l'étude bibliographique menée en amont du travail de thèse a permis d'observer que les niveaux de déformations atteints lors du procédé de sertissage peuvent s'élever localement à 100%, comme l'illustre la Figure 2-32. Cette figure est issue d'une étude de sertissage sur contact à fût ouvert menée par Abbas [ABB02], mais laisse supposer que les niveaux de déformation atteints en sertissage sur contact à fût cylindrique sont du même ordre de grandeur.

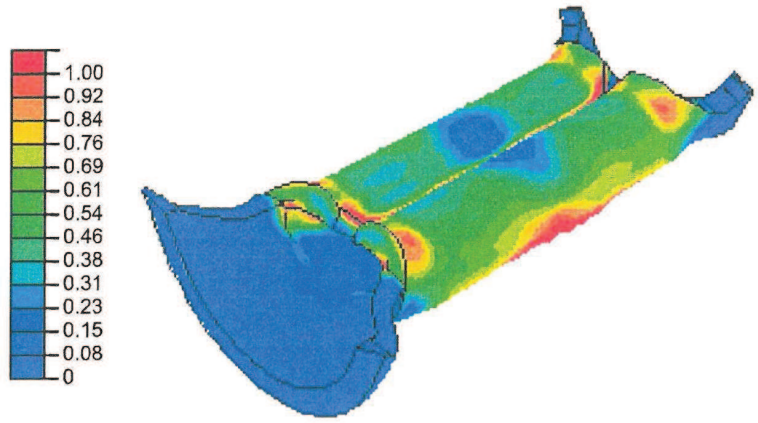


Figure 2-32 : Déformation plastique pour le fût d'un contact à fût ouvert serti sur câble [ABB02].

Pour être certains de prédire les efforts de sertissage avec précision, il a semblé important de déterminer un nouveau moyen d'essai qui permettrait de solliciter la matière à des niveaux de déformation supérieurs, tout en améliorant la rigidité du dispositif.

2.5. Etude en compression sur la machine Zwick :

2.5.1. Analyse préparatoire :

Le recours à une machine de traction/compression classique est la solution choisie. La machine Zwick est équipée d'un capteur de 2000N, ce qui permet de s'affranchir de la faible limitation des efforts de la machine de micro compression. L'utilisation des extensomètres permet également de prévoir une acquisition des déplacements précise, mettant de côté tous les problèmes de compliance du bâti. La plus grande difficulté liée à cette machine est de déterminer le moyen de maintenir en position notre échantillon. La petite taille du contact et sa géométrie circulaire ont obligé à la mise au point d'un outillage spécifique.

En nous inspirant d'un essai de bi poinçonnement, traité par Kubié en 1980 [KUB80] puis Chenot en 1991 [CHE91], nous avons développé le dispositif présenté à la Figure 2-33.

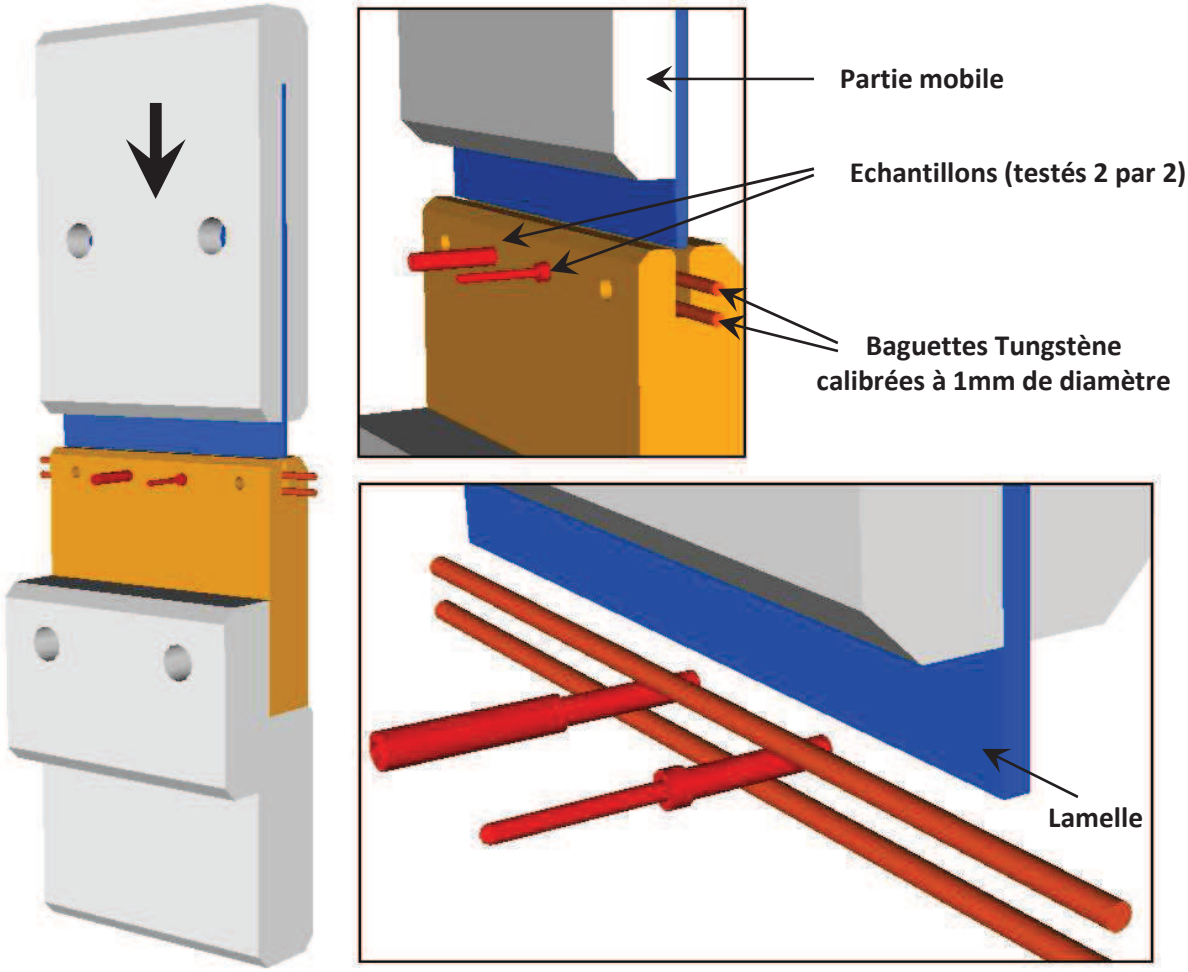


Figure 2-33 : Vues CAO du dispositif mis au point pour solliciter les contacts cuivre en compression : dispositif du "Sertissage CEMEF".

Lorsque la partie mobile effectue sa descente, elle comprime deux contacts entre deux baguettes de tungstène de 1mm de diamètre. Ces baguettes sont libres dans la gorge, et permettent de solliciter la matière de manière analogue au procédé de sertissage réel. Deux contacts sont comprimés simultanément pour assurer l'équilibre du montage. Une attention particulière est apportée au moment de la mise en place de l'outil sur la machine de compression Zwick. L'objectif est de

valider l'alignement parfait de la partie mobile par rapport à la partie fixe, afin d'annuler totalement les frottements entre la lamelle et la gorge.

Ce dispositif possède également l'avantage de pallier totalement les problèmes de bavures et de longueurs de tronçons aléatoires issus de la coupe des fûts, qui était indispensable à la réalisation des essais en micro compression. La sollicitation du contact entier, rendue possible par la gamme plus importante d'efforts admissibles, permet d'apporter une précision géométrique aux essais. En contre partie, nous avons une dépendance au fait de tester deux échantillons à la fois.

Enfin, outre les essais de compression sur contacts vides, ce dispositif pourra permettre de réaliser des sertissages appelés "Sertissages CEMEF" dans la suite du manuscrit. Des câbles Cu22 ou Cu24 pourront être insérés dans le fût avant essai, afin d'étudier l'assemblage ainsi obtenu en terme d'efforts de sertissage et de tenue à l'arrachement. La Figure 2-34 permet de visualiser le dispositif mis au point par les membres du groupe MEA du CEMEF.

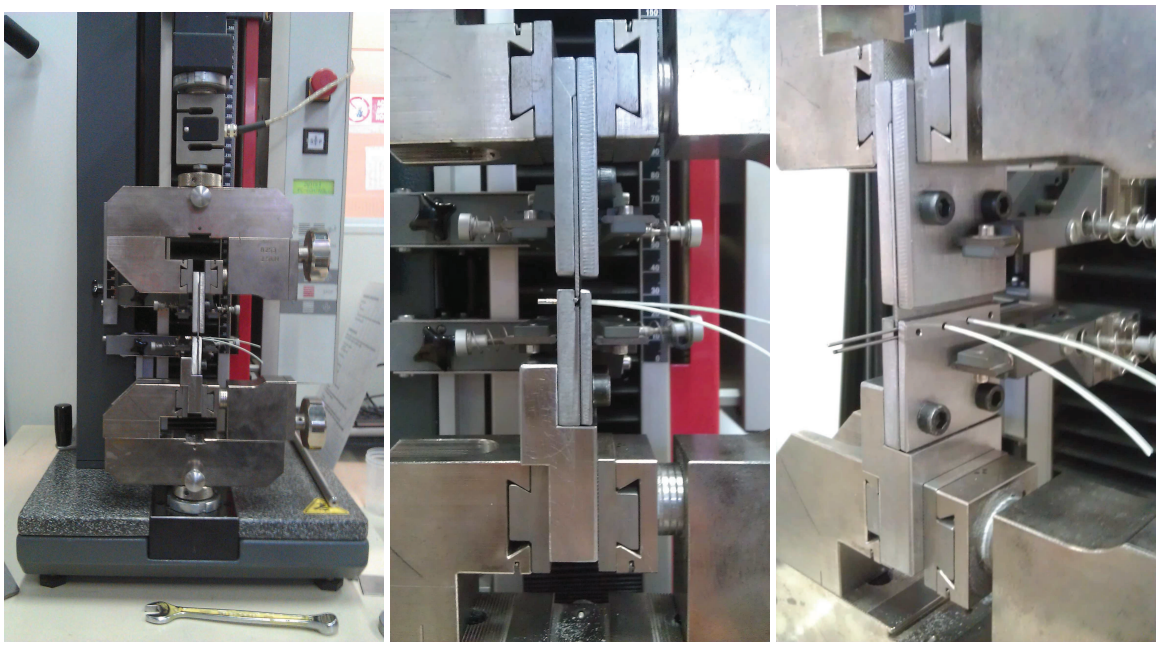


Figure 2-34 : Montage permettant de réaliser les essais de sertissage CEMEF sur contacts.

2.5.2. Réalisation de la campagne d'essais :

La méthodologie à appliquer étant définie, les essais de "Sertissage CEMEF" à vide (sans câble) ont été menés sur cinq types d'échantillons. L'étude de l'influence du traitement thermique a été menée sur le dispositif de micro compression. Nous avons donc profité de cette nouvelle série d'essais pour étudier l'impact du fournisseur de contact et du lot de fabrication sur la réponse des échantillons. Chaque fournisseur répond aux mêmes normes aéronautiques. L'objectif est d'étudier et de mesurer l'impact sur la dispersion des courbes relevées pendant les essais, mais aussi pendant le sertissage. Les échantillons testés en "Sertissage CEMEF" sont rassemblés dans le Tableau 2-8.

	Dénomination	Fournisseur _ N° du Lot
Contact mâle M	M_L1	Fournisseur 1 _ Lot 1
	M_L2	Fournisseur 1 _ Lot 2
	M_L3	Fournisseur 1 _ Lot 3
Contact femelle F	F_F1	Fournisseur 1 _ Lot X
	F_F2	Fournisseur 2 _ Lot Y

Tableau 2-8 : Synthèse des échantillons de type "contact" à étudier en "Sertissage CEMEF".

L'étude des contacts femelles a permis de constater l'impact dû à un changement de fournisseur. Les contacts mâles vont permettre, pour un fournisseur donné, de vérifier l'impact du lot de fabrication. Ces essais ont été menés à une vitesse de 0.05 mm/s, sur une plage de déplacement de 0.6 mm. La Figure 2-35 permet de visualiser la géométrie d'un fût de contact après écrasement par le dispositif.

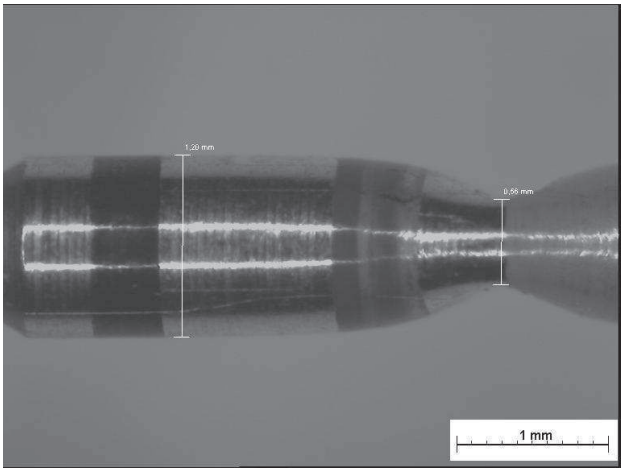


Figure 2-35 : Visuel d'un contact après essai d'écrasement sur le dispositif Zwick.

Les graphiques de la Figure 2-36 rassemblent les courbes expérimentales obtenues pour les contacts femelles, sur deux fournisseurs différents.

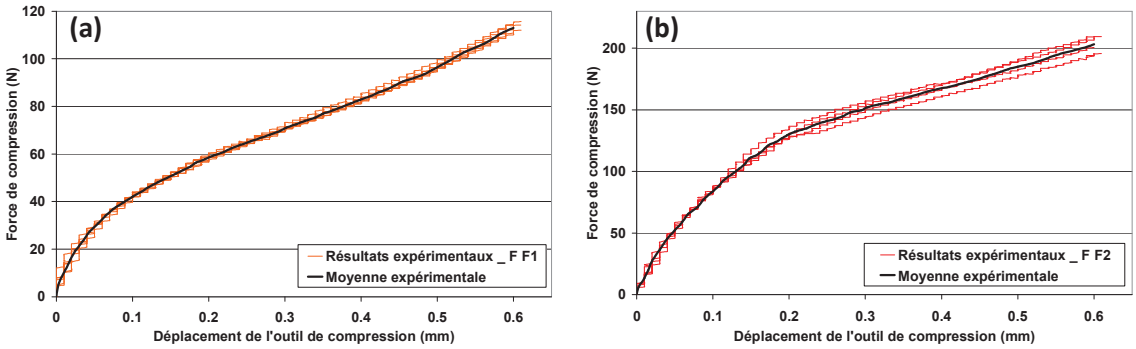


Figure 2-36 : Courbes expérimentales obtenues par « sertissage CEMEF » à vide sur les contacts femelles de deux fournisseurs différents : F1 (a) et F2 (b).

Contrairement aux essais de micro compression, la reproductibilité est bonne. Les écarts types en fin d'essais sont rassemblés dans le Tableau 2-9.

	Amplitude des mesures	Ecart type maximal	Ecart type relatif maximal
F _ F1	0 à 110 N	1.8 N	1.6 %
F _ F2	0 à 200 N	6.7 N	3.3 %

Tableau 2-9 :Quantification de la dispersion des essais de "Sertissage CEMEF" sur contacts femelles de la technologie cuivre.

Cependant, la superposition des moyennes expérimentales faite sur le graphique de la Figure 2-37 prouve que le comportement de la matière varie beaucoup d'un fournisseur à l'autre. Cette différence s'observera de la même manière sur les courbes d'efforts de sertissage simulées dans la suite de notre étude. A première vue, il semblerait que les contacts femelles du fournisseur 2 aient été mal recuits, ce qui aurait engendré une augmentation des efforts de compression nécessaires.

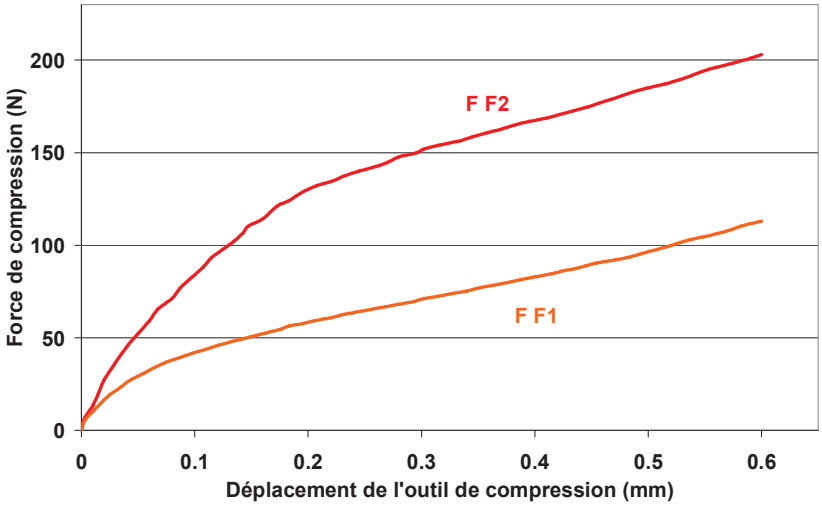


Figure 2-37 : Superposition des moyennes expérimentales obtenues par sertissage CEMEF de contacts femelles de deux fournisseurs différents.

Les graphiques de la Figure 2-38 rassemblent les courbes expérimentales obtenues pour les contacts mâles, sur trois lots d'un même fournisseur.

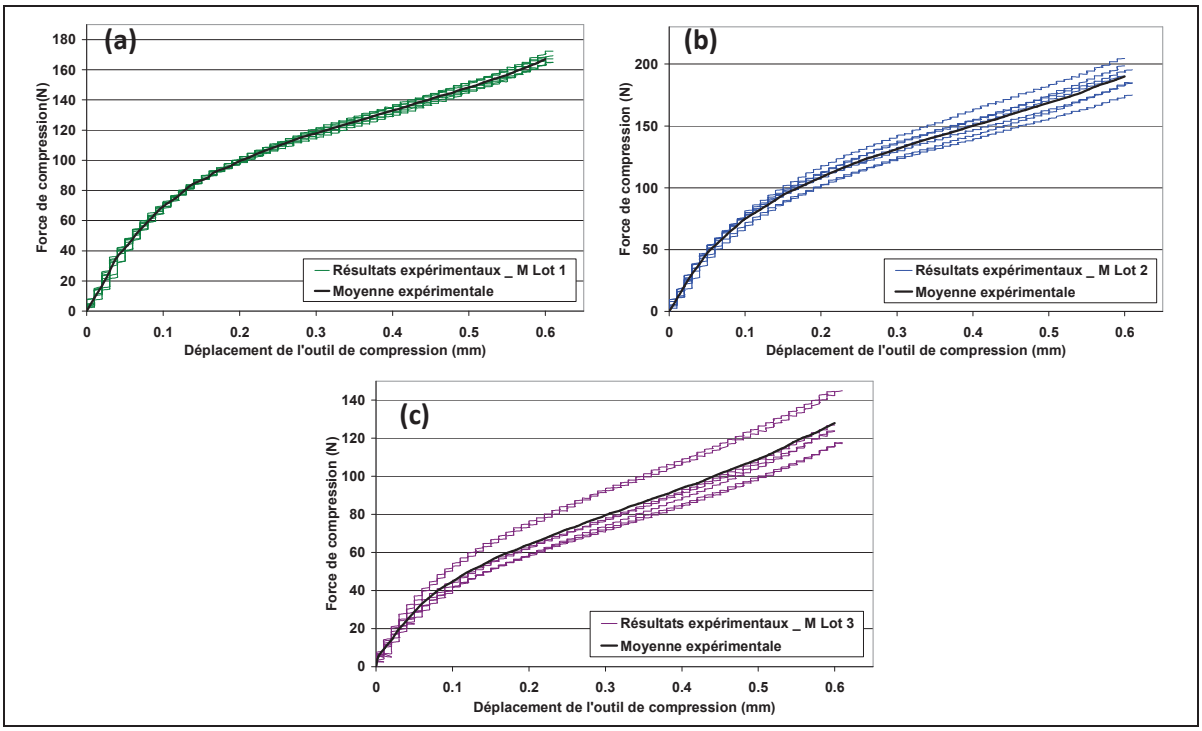


Figure 2-38 : Courbes expérimentales obtenues par sertissage CEMEF à vide sur les contacts mâles de trois lots différents d'un même fournisseur : lot 1 (a), lot 2 (b) et lot 3 (c).

En fonction du lot de contact, la reproductibilité est plus ou moins bonne. Les écarts types en fin d'essais sont rassemblés dans le Tableau 2-10.

	Amplitude des mesures	Ecart type maximal	Ecart type relatif maximal
M _ Lot 1	0 à 170 N	3.0 N	1.8 %
M _ Lot 2	0 à 180 N	9.9 N	5.5 %
M _ Lot 3	0 à 130 N	11.7 N	9.0 %

Tableau 2-10 : Quantification de la dispersion des essais de "Sertissage CEMEF" sur contacts mâles de la technologie cuivre.

De manière similaire à l'étude sur contacts femelles, la superposition des moyennes expérimentales faite sur le graphique de la Figure 2-39 prouve que le comportement de la matière est totalement différent d'un lot à un autre pour un même fournisseur. Ce constat est problématique pour la validité de l'étude et pour le projet PSI en lui-même. Il est probable que cette différence générera de la même manière des écarts importants sur les courbes des efforts de sertissage issues de la simulation numérique dans la suite de notre étude.

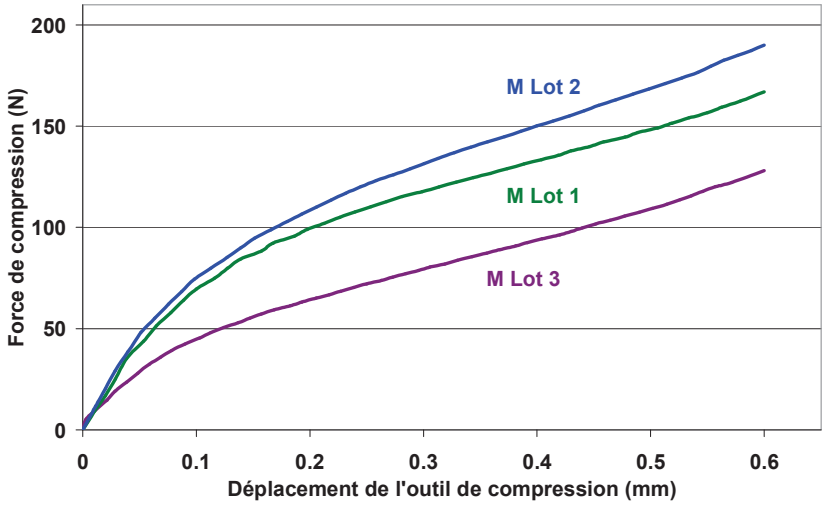


Figure 2-39 : Superposition des moyennes expérimentales obtenues par sertissage CEMEF de contacts mâles de trois fournisseurs différents.

Les contacts du lot 1 sont les plus répandus sur chaîne de production. De plus, les courbes issues des essais sur ce lot sont les plus reproductibles. Par conséquent, la suite de l'étude ne traitera que des résultats des essais sur ce lot.

2.5.3. Validation de l'importance de l'essai de "Sertissage CEMEF" :

Outre les avantages recensés précédemment au sujet de cet essai, la Figure 2-40 permet d'observer que les niveaux de déformation atteints dans le contact lors d'un "Sertissage CEMEF" sont légèrement plus élevés que lors d'un essai de micro compression. Les niveaux de déformations équivalentes se situent globalement entre 0 et 35% d'après observation des cartographies. Nous sommes loin des 100% de déformation de la matière représentés sur la Figure 2-32. Pour atteindre de tels niveaux, il aurait fallu pouvoir bloquer la matière dans la direction transverse à la sollicitation de compression. Cela aurait permi de nous approcher d'un sertissage quatre points classique, mais n'a pas pu être réalisé dans le cadre de la thèse.

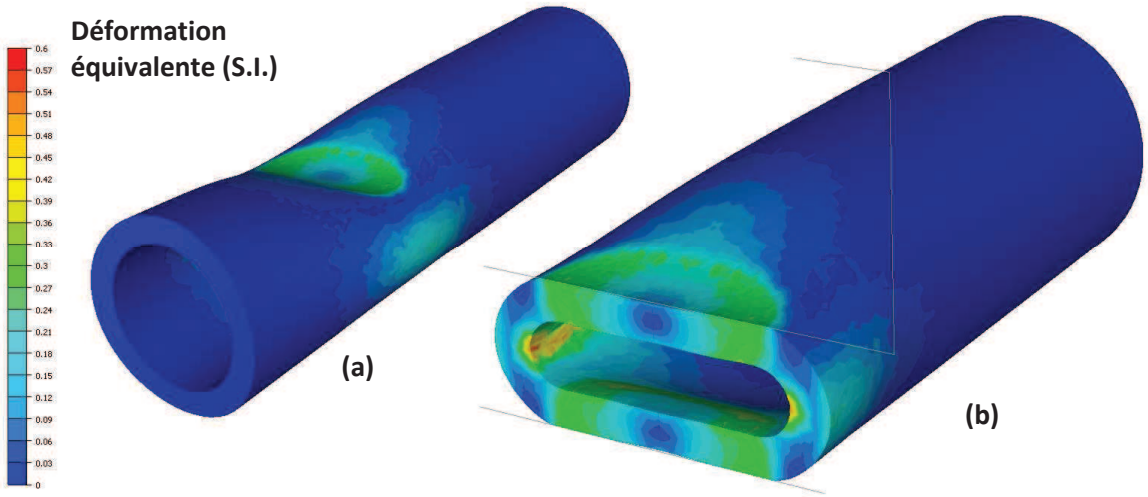


Figure 2-40 : Déformation équivalente du fût en fin de Sertissage CEMEF : fût complet (a) et vue de coupe (b).

2.6. Conclusion du chapitre :

Dans le cadre de ce second chapitre, notre travail s'est focalisé sur la mise au point, la réalisation et l'analyse des essais mécaniques. La recherche bibliographique préalable sur les méthodes d'essais sur échantillons à notre échelle d'étude n'a pas permis de déterminer de méthode directement applicable à nos contacts et à nos brins. La synthèse des moyens d'essais du CEMEF a permis de déterminer les différents dispositifs applicables avec un minimum de travail d'adaptation.

Tout d'abord, une campagne d'essais de traction a été réalisée sur les brins des deux technologies de sertissage. L'utilisation d'un suivi par vidéotraction a permis de déterminer les déformations de nos brins et un calcul analytique a converti la force de traction en contrainte. Excepté les problématiques de déformations résiduelles liées au torsadage, cette étude n'a mis en évidence qu'une seule limitation importante : les faibles niveaux de déformations applicables à la matière avant rupture.

L'étude en compression des échantillons de type "brin" a donc débuté. Outre l'accroissement possible des niveaux de déformations sous cette sollicitation, cette étude a également permis de diagnostiquer une éventuelle anisotropie de la matière. Menée sur le dispositif de micro indentation modifié, elle a permis l'obtention de courbes force/déplacement de compression de brins. Aucun calcul analytique n'étant possible pour convertir les données en contrainte/déformation, le recours à l'analyse inverse est indispensable.

Concernant les contacts électriques, la forme et les dimensions des fûts n'ont pas permis de réaliser d'essais normalisés. Deux moyens d'essais ont été utilisés : la machine de micro indentation convertie en machine de micro compression, et la machine de traction/compression Zwick équipée d'un dispositif mis au point au CEMEF.

La micro compression a permis de réaliser les essais sur 4 types de contacts : un contact mâle standard, et trois contacts femelles ayant subi des traitements thermiques différents. La détermination des paramètres rhéologiques de chaque type de contacts permettra de quantifier l'impact d'un défaut de traitement thermique sur les courbes d'efforts de sertissage. Cette étude laissant présager des problèmes de cédage de la machine, des essais de compression sur un échantillon supposé indéformable ont été menés. Ils ont permis de mettre en évidence un réel fléchissement du dispositif lors de la charge. Les résultats d'analyse inverse du chapitre 3 permettront de quantifier l'impact d'un tel cédage sur les valeurs de modules d'Young.

Le dispositif de "Sertissage CEMEF" a été élaboré pour pallier les problèmes de cédage machine du dispositif de micro compression. Il a permis de tester cinq types de contacts : trois contacts mâles issus de trois lots différents, et deux contacts femelles issus de deux fournisseurs différents. La détermination des paramètres rhéologiques de chaque type de contacts permettra de quantifier l'impact d'un changement de fournisseur pour les contacts femelles sur les courbes d'efforts de sertissage. Pour les contacts mâles, nous étudierons uniquement les données issues du lot 1.

Chapitre 3 : Détermination des paramètres des lois de comportements matériaux :

3.1. Introduction du chapitre : 61
3.2. Etude directe des résultats de traction : 61
3.2.1. Méthode employée : 61
3.2.2. Résultats de l'analyse avec Excel sur les brins : 62
3.2.2.1. Brins de la technologie cuivre : 62
3.2.2.2. Brins de la technologie aluminium : 64
3.3. Recours à l'analyse inverse à l'aide du module de Forge : 66
3.3.1. Le concept de l'analyse inverse : 66
3.3.1.1. Le logiciel Forge® : 66
3.3.1.2. Analyse inverse avec Forge® : 66
3.3.2. Analyse inverse de la micro compression de brins : 68
3.3.2.1. Mise en place des modèles et influence du frottement : 68
3.3.2.2. Résultats de l'analyse inverse de micro compression de brins : 69
3.3.2.3. Conclusion sur la caractérisation des brins de notre étude : 75
3.3.3. Analyse inverse de la compression de tronçons de fût : 76
3.3.3.1. Mise en place du modèle et problématique du frottement : 76
3.3.3.2. Résultats de l'analyse inverse de micro compression de tronçons 77
3.3.4. Analyse inverse sur essai de "Sertissage Cemef" à vide : 79
3.3.5. Analyse inverse de la compression de gaine de câble aluminium : 81
3.3.6. Conclusion sur les travaux de caractérisation des matériaux : 84
3.4. Validation des paramètres rhéologiques déterminés : 85
3.4.1. Conversion de l'essai de "Sertissage CEMEF" en dispositif à sertir sur câble : 85
3.4.2. Simulation numérique du "Sertissage CEMEF" : 86
3.4.3. Modèles d'arrachement de contacts sertis par "Sertissage CEMEF" : 88
3.5. Conclusion du chapitre : 92

3.1. Introduction du chapitre :

La réalisation des essais mécaniques a abouti à l'obtention de multiples courbes expérimentales. Dans le cadre des essais de traction de brins, ces courbes sont de types contraintes/déformations. Elles feront l'objet d'une analyse directe avec Excel dans la première partie de ce chapitre.

Pour les autres essais, les données expérimentales recueillies sont de type Force/Déplacement. La conversion en données contraintes/déformations n'étant pas possible, le recours à l'analyse inverse des différents essais est indispensable. Suite à une présentation du concept de l'analyse inverse automatique avec Forge®, ce chapitre va présenter la mise au point et les résultats des diverses analyses inverses menées pour les essais de micro compression de brins et de contacts et les essais de "Sertissage Cemef" de contacts.

En fin de chapitre, la méthode de validation des paramètres de lois de comportement déterminés sera présentée.

3.2. Etude directe des résultats de traction :

Les essais de traction de brins ont permis, par utilisation du dispositif de vidéotraction®, d'obtenir les courbes expérimentales de type contrainte/déformation. La loi de comportement dont on souhaite déterminer les paramètres permet d'exprimer de manière simplifiée la contrainte de la matière en fonction de la déformation plastique. Par conséquent, le recours à l'analyse inverse de l'essai de traction des brins n'est pas nécessaire.

3.2.1. Méthode employée :

Pour obtenir les valeurs des paramètres des lois de comportement, le solveur du logiciel Excel a été utilisé. Le principe est de définir une fonction coût à minimiser en modifiant les valeurs des divers paramètres. Deux types de lois ont été utilisées dans le cadre de la thèse : la loi puissance (3-1) et la loi linéaire puissance (3-2), dont les expressions sont rappelées ci-dessous :

Loi Puissance : $$\sigma = \sqrt{3}K(T°).(\varepsilon_0 + \varepsilon_p)^n.(\sqrt{3}\dot{\bar{\varepsilon}})^m \quad (3\text{-}1)$$

Loi linéaire Puissance : $$\sigma = \sqrt{3}K(T°).(1 + a.\varepsilon_p{}^n).(\sqrt{3}\dot{\bar{\varepsilon}})^m \quad (3\text{-}2)$$

avec σ la contrainte équivalente,
ε_p la déformation plastique,
K(T°) la consistance dépendant de la température,
a et *n* les paramètres d'écrouissage,
ε_0 un paramètre de stabilisation,
$\dot{\bar{\varepsilon}}$ le taux de déformation,
m le paramètre de dépendance au taux de déformation.

L'étude mécanique se faisant à froid, nous avons supposé une non dépendance du comportement à la vitesse de déformation et à la température. Par conséquent, la consistance *K(T°)* devient constante et le paramètre *m* est fixé à 0 pour annuler l'impact du taux de déformation $\dot{\bar{\varepsilon}}$. Les deux lois s'écrivent alors :

Loi Puissance (3 paramètres : K, ε_0 et n) : $\sigma = \sqrt{3}K(\varepsilon_0 + \varepsilon_p)^n$ (3-3)

Loi linéaire Puissance (3 paramètres : K, a et n) : $\sigma = \sqrt{3}K(1 + a.\varepsilon_p^{\ n})$ (3-4)

En fonction de l'échantillon étudié, l'une ou l'autre des deux lois a permis de minimiser l'écart entre courbe d'écrouissage expérimentale et courbe simulée. Pour chaque type de brin, seule la loi qui permet la meilleure corrélation expérimentale/simulation sera présentée.

3.2.2. Résultats de l'analyse avec Excel sur les brins :

3.2.2.1. Brins de la technologie cuivre :

Les valeurs de seuil élastique et de contrainte ou d'allongement à rupture ne sont pas fournies par les fabricants de câbles. Les données fournisseurs sont limitées aux valeurs des modules d'Young. Ce paramètre n'a donc pas été intégré à cette analyse. Seul le domaine plastique est étudié. Seul ce domaine des déformations est représenté sur les courbes issues des essais de traction. La Figure 3-1 est un graphique sur lequel sont superposées les courbes moyennes expérimentales de traction des brins Cu22 et Cu24 et les courbes approximées. Les valeurs des erreurs relatives calculées au sens des moindres carrés (1,14% pour les brins Cu22 et 1,75% pour les brins Cu24) prouvent une bonne approximation des deux courbes d'écrouissage réelles par une loi de type linéaire puissance.

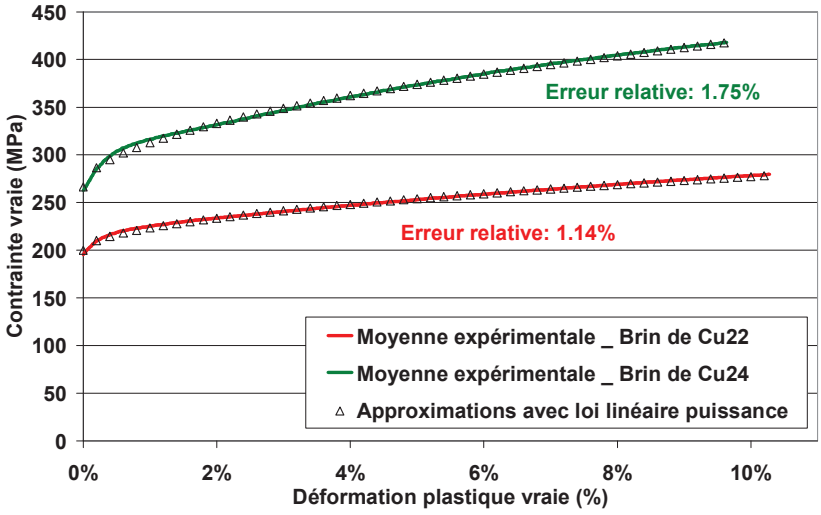


Figure 3-1 : Résultats de l'analyse Excel menée sur les brins Cu22 et Cu24 de la technologie cuivre.

Le Tableau 3-1 rassemble les valeurs des paramètres déterminés par analyse avec Excel des essais de traction pour la technologie cuivre.

	Paramètres rhéologiques		
Cu22 (traction)	K= 115 MPa	a= 1,27	n= 0,52
Loi linéaire puissance	E= 50.000 MPa (donnée fournisseur)		
Cu24 (traction)	K= 153 MPa	a= 1,93	n= 0,52
Loi linéaire puissance	E= 94.000 MPa (donnée fournisseur)		

Tableau 3-1 : Synthèse des paramètres matériaux obtenus pour les brins de câbles Cu22 et Cu24 en traction.

Le paramètre K est la consistance de la matière. Il est directement lié à la contrainte seuil de plasticité. En effet, pour une déformation plastique nulle, la loi linéaire puissance peut s'écrire :

$$\sigma(0) = \sqrt{3}K(1 + a.0^n) = \sqrt{3}K \qquad (3\text{-}5)$$

Les paramètres *a* et *n* sont des paramètres d'écrouissage. Ils impactent la pente et la courbure de la courbe d'écrouissage. L'observation du Tableau 3-1 permet de constater que le paramètre *n* est identique pour les brins de Cu22 et de Cu24. Le paramètre *a* varie légèrement, afin de correspondre aux différences de pente entre les deux courbes. Cependant, leur consistance K est différente. Le caractère "renforcé" du brin de Cu24 se traduit par une contrainte seuil supérieure à celle du brin de Cu22 : environ 260 MPa contre 195 MPa.

Discussion sur les valeurs des modules d'Young :

Que ce soit pour les cuivres Cu22 ou Cu24, les valeurs des modules données par les fournisseurs câbliers sont nettement inférieures aux données matériaux issues de la littérature. Ashby [ASH98], Dorlot [DOR86], François [FRA12] et Spenlé [SPE92] définissent tous un module d'Young du cuivre situé entre 118.000 et 124.000 MPa.

Les valeurs de 50.000 MPa et 94.000 MPa reportées dans le *Tableau 3-1* semblent donc discutables. Les moyens d'obtention de ces deux valeurs sont d'ailleurs inconnus. Pour éclaircir ce sujet, une étude rapide du domaine élastique de nos courbes expérimentales a été réalisée. En supposant nos données comme issues de tests purement uniaxiaux, la pente du domaine élastique doit permettre, par intermédiaire de la loi de Hooke (3-6), de quantifier les valeurs des modules d'Young de nos cuivres.

Loi de Hooke en uniaxial:

$$\sigma = E.\varepsilon \qquad (3\text{-}6)$$

où σ est la contrainte et ε est la déformation.

Les graphiques de la Figure 3-2 présentent les résultats de cette étude :

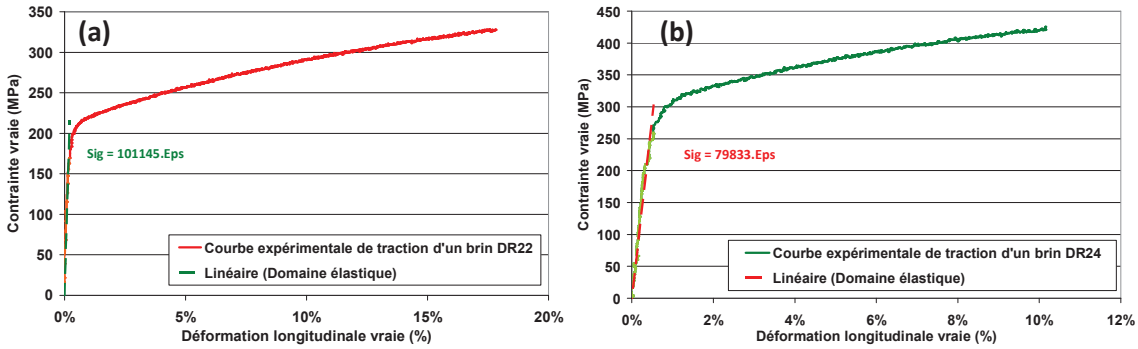


Figure 3-2 : Détermination graphique du module d'Young du cuivre d'un brin de câble Cu22 (a) et du cuivre d'un brin de câble Cu24 (b).

Cette approche permet de déterminer des valeurs différentes de celles des fournisseurs. Le module du brin en Cu22 est doublé (100.000 MPa) par rapport aux données fournisseurs (50.000 MPa). Cette nouvelle valeur se rapproche davantage des données issues de la littérature. En revanche, le module du brin en Cu24 est diminué (80.000 MPa) par rapport aux données fournisseurs (94.000MPa).

Ces nouvelles données sont à considérer avec précautions, car notre conversion des efforts en contraintes a été réalisée par l'intermédiaire d'un calcul analytique (cf. Annexe 1). De plus, il est difficile d'évaluer un module d'Young via un test de traction à cause des effets de machine et de la compliance du bâti. Pour assurer une bonne prédiction des efforts de sertissage et du comportement de la matière, le module d'Young des matériaux Cu22 et Cu24 est fixé à 110.000 MPa dans la suite des travaux, valeur théorique issue de la littérature.

3.2.2.2. Brins de la technologie aluminium :

Pour les câbles utilisés pour cette technologie, les données fournisseurs se limitent également aux valeurs des modules d'Young. Ayant montré lors des essais expérimentaux que le comportement matériaux des brins en Alu22 et en Alu24 était le même (cf. Figure 2-12), la détermination des paramètres matériaux pour cette nuance n'a été faite qu'une fois. La Figure 3-3 est un graphique sur lequel sont superposées les courbes moyennes expérimentales de traction des brins de la technologie aluminium et les courbes avec les rhéologies identifiées. Les valeurs des erreurs relatives (0.5% pour le CuProFor22, 0.9% pour le Siclanic24 et 0.8% pour l'Alu22) prouvent une bonne approximation des courbes d'écrouissage par une loi de type linéaire puissance.

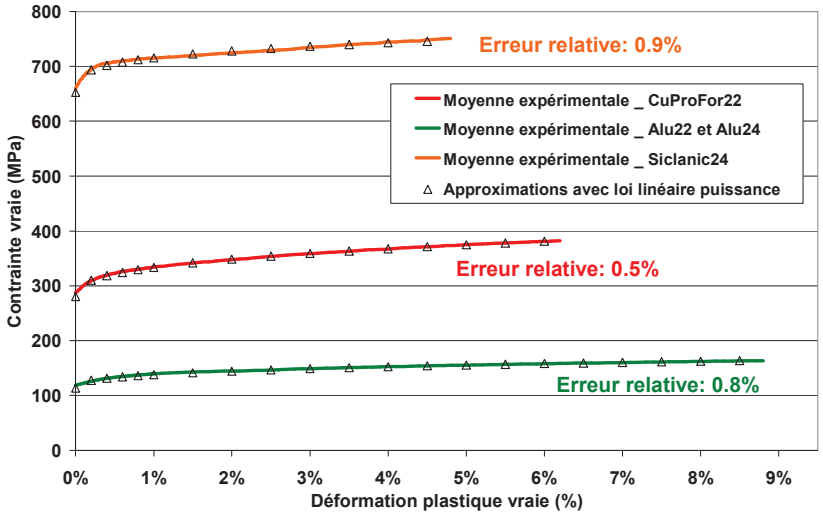


Figure 3-3 : Résultats de l'analyse Excel menée sur les brins CuProFor22, Siclanic24 et Alu22_24 de la technologie aluminium.

Le Tableau 3-2 rassemble les valeurs des paramètres déterminés par analyse des essais de traction pour la technologie aluminium.

	E (MPa)	K (MPa)	a	n
CuProFor22 (traction) Loi linéaire puissance	140.000	162	0,99	0,36
Siclanic24 (traction) Loi linéaire puissance	130.000	377	0,43	0,32
Alu22_24 (traction) Loi linéaire puissance	68.000	65	1,00	0,33

Tableau 3-2 : Synthèse des paramètres matériaux obtenus à partir des essais de traction sur les brins de câbles Alu22 et Alu24.

Le paramètre d'écrouissage *n* est très proche pour les trois types de matériaux. Pour le module d'Young, que ce soit pour les nuances de cuivre ou d'aluminium, les données des fournisseurs sont cohérentes avec la littérature. Pour le module d'Young du cuivre, les données ont été exprimées au paragraphe 3.2.2.1. Concernant l'aluminium pur, Ashby [ASH98] et François [FRA12] donnent une valeur de module d'Young de 69.000 MPa.

Pour les brins de la technologie aluminium, les données fournies par les fournisseurs câbliers sont donc plus vraisemblables que celles fournies pour la technologie cuivre. Pour cette technologie, les valeurs données par les fournisseurs seront conservées.

3.3. Recours à l'analyse inverse à l'aide du module de Forge :

3.3.1. Le concept de l'analyse inverse :

3.3.1.1. Le logiciel Forge® :

Le logiciel de calcul utilisé dans le cadre de la thèse est la version commerciale de Forge 2011®. Ce logiciel est spécialisé dans la simulation de procédés de mise en forme de métaux tels que le forgeage ou le laminage [CHE89]. Il a également été utilisé pour simuler les processus d'assemblage comme le rivetage, le rivetage auto poinçonneur [FAY07] et le clinchage [ROU11]. Les éléments de maillage dans le logiciel Forge® sont des triangles (2D) ou des tétraèdres (3D) linéaires. Ce type de maillage permet l'utilisation d'une méthode de remaillage automatique robuste, comme l'explique Coupez dans [COU00]. L'utilisation de ce remaillage permet de prendre en compte de grandes déformations de la matière au cours des procédés.

Le recours à une parallélisation des calculs pour les modèles 3D est possible. En effet, le logiciel utilise la bibliothèque MPI couplée à un partitionneur puissant, sujet traité par Digonnet en 2003 [DIG03]. Une formulation en éléments finis mixtes est utilisée. Les champs de vitesse et de pression sont alors des inconnues discrets du problème mécanique. Afin d'assurer la stabilité du calcul, des éléments P1+/P1 avec une composante bulle sont utilisés [CHE89]. Les informations relatives à cette formulation sont détaillées plus loin dans le chapitre 4 (§ 4.2) de ce manuscrit.

3.3.1.2. Analyse inverse avec Forge® :

La caractérisation de nos échantillons, de part leurs tailles, est une des principales difficultés de ce travail de thèse. Il est impossible d'extraire des éprouvettes normalisées de nos échantillons pour effectuer des tests mécaniques normalisés en traction ou en compression. Il est également impossible de considérer des éprouvettes de la même matière issue de lopins plus gros. L'écrouissage et l'histoire mécanique et thermique de la matière, spécifique à nos objets et aux géométries, ne seraient plus pris en compte.

Outre l'adaptation des appareils de tests à notre échelle d'étude, le recours à l'analyse inverse est privilégié à cause des difficultés pour tester les échantillons et leurs géométries particulières. Cette approche a déjà été utilisée dans l'étude des procédés d'assemblage par Fayolle en 2008 [FAY08], avec des résultats très encourageant.

Le principe de l'analyse inverse est basé sur la minimisation de l'écart calculé entre une courbe expérimentale et son équivalent issu de la simulation. Cet écart est matérialisé par une fonction coût Fc qui est l'erreur relative au sens des moindres carrés. En utilisant un algorithme basé sur la méthode des stratégies d'évolution, une succession de calculs est lancée en faisant varier les paramètres matériaux souhaités, pour converger vers la meilleure solution. Le schéma de la Figure 3-4 permet d'assimiler le fonctionnement de la boucle itérative liée à l'analyse inverse, et la succession des différentes étapes.

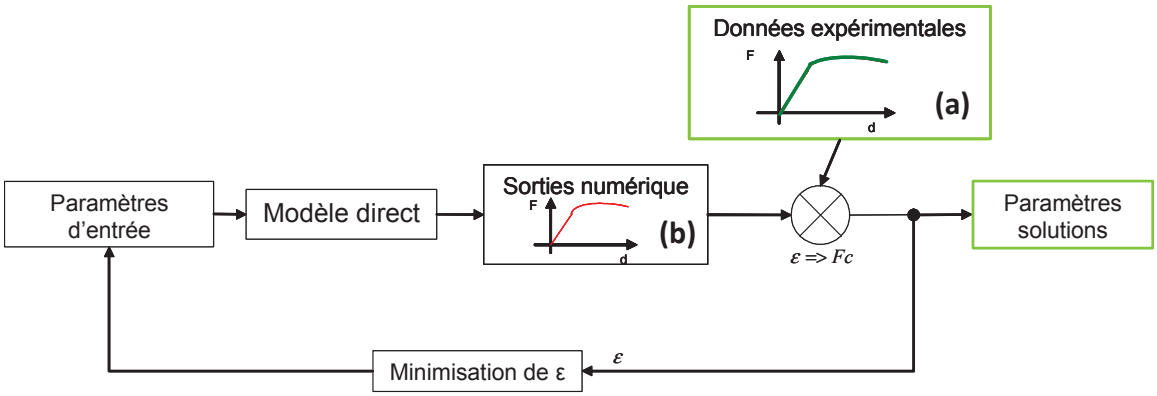


Figure 3-4 : Schéma de principe de l'analyse inverse associée à Forge®.

La fiabilité d'une étude d'identification par analyse inverse s'appuie donc sur deux pré-requis :

- l'obtention de relevés expérimentaux fiables (a), issus d'essais industriels instrumentés ou de tests de laboratoire. On fera en sorte de solliciter la matière dans des conditions proches de celles du procédé de mise en forme que l'on souhaite ensuite simuler [FAY08].

- la simulation numérique précise de l'essai, afin de générer le même type d'observable (b) (courbe, capteur,…) et de permettre le calcul automatique de la fonction coût à minimiser.

L'observable est, pour notre étude, la courbe reliant l'effort au déplacement d'un outil pendant un test mécanique. La réalisation méticuleuse des essais et le bon dépouillement des données expérimentales sont primordiaux. On s'appuiera ici sur les résultats expérimentaux des travaux présentés dans le chapitre 2 de ce manuscrit.

L'optimisation automatique dans Forge 2009 est une approche innovante de travail. Pour générer les nouveaux jeux de paramètres à optimiser, le logiciel utilise un algorithme de type méta modèle à stratégie d'évolution assistée (MAES) dont le principe est présenté par Emmerich dans [EMM02]. La robustesse de cet algorithme associé à l'utilisation du modèle thermomécanique de Forge® a notamment été démontrée par Ducloux [DUC10] dans le cadre de l'optimisation de profil de forgeage de barreau pour réduire la masse d'un lopin. Le schéma de la Figure 3-5 permet d'en comprendre son fonctionnement.

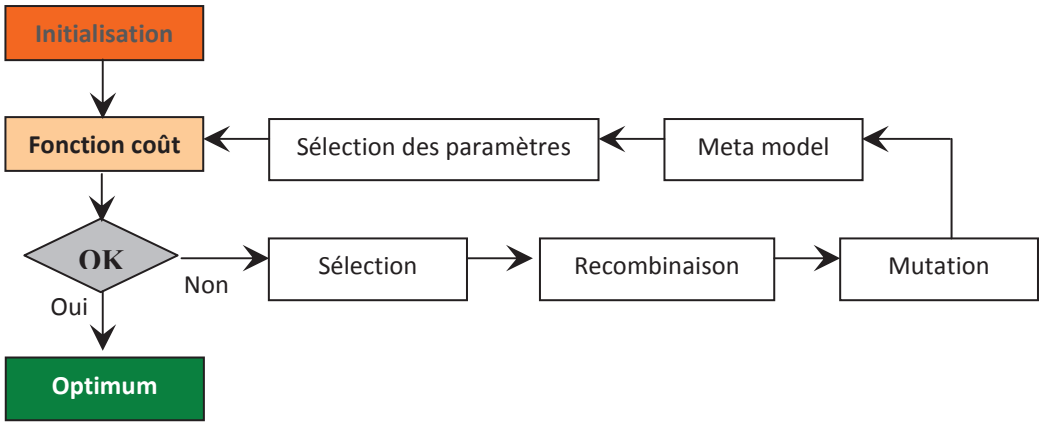


Figure 3-5 : Schéma de principe de l'algorithme à stratégie d'évolution assistée (MAES).

Pour conclure, l'analyse inverse est un outil puissant pour pallier l'impossibilité de mener à bien les campagnes d'essais mécaniques normalisés classiques. Cependant, il est impératif de s'assurer de la

précision des relevés expérimentaux que l'on réalise. Il est également impératif d'identifier tous les paramètres environnementaux (compliance du bâti, frottement entre échantillon et outils) pour être capable de les intégrer à l'étude si cela s'avère nécessaire.

3.3.2. Analyse inverse de la micro compression de brins :

3.3.2.1. Mise en place des modèles et influence du frottement :

Une fois les relevés expérimentaux analysés et préparés, il est nécessaire de mettre en donnée le modèle d'analyse inverse. L'objectif est de simuler, le plus fidèlement possible, la sollicitation qui a été réalisée lors des essais expérimentaux [PET13-1].

Pour l'analyse inverse de micro compression de brins, le même type de modèle a été simulé en faisant varier les diamètres de nos différents échantillons. La longueur de chaque brin a été limitée à 2 mm. On utilise un plan de symétrie dans la direction transversale au brin, au niveau de la zone sollicitée, pour restreindre le nombre de degrés de libertés du modèle. Comme le détaille le Tableau 3-3, le nombre de nœuds varie de 3900 à 9000 et le nombre d'éléments varie de 17300 à 44000 en fonction du modèle. La Figure 3-6 montre deux aperçus de la simulation pour la compression d'un brin de câble Cu22.

	Cu22 Ø 0.15 mm	Cu24 Ø 0.115 mm	CuProFor22 Ø 0.25 mm	Siclanic24 Ø 0.2 mm	Alu22 Ø 0.25 mm
Nombre de nœuds	6000	9000	3900	4300	3900
Nombre d'éléments	26000	44000	17300	19000	17300

Tableau 3-3 : Nombre de noeuds et d'éléments pour chaque modèle d'analyse inverse de micro compression de brins.

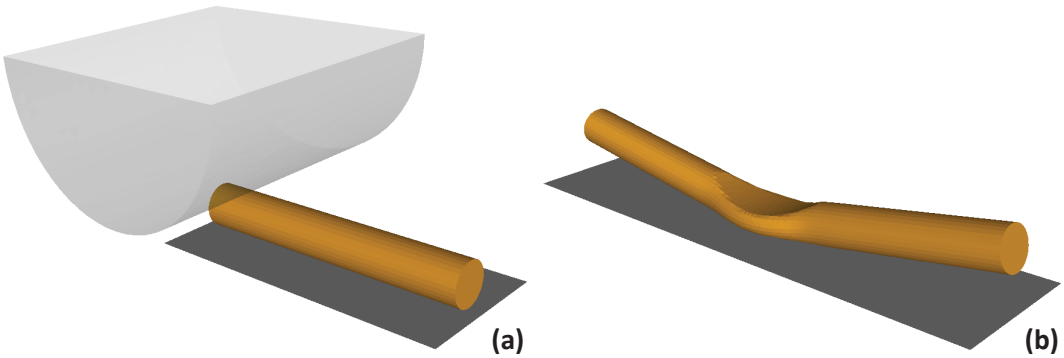


Figure 3-6 : Modèle de compression d'un brin de Cu22 pour analyse inverse avec Forge® : modèle avec plan de symétrie pour le gain de temps de calcul (a) et brin en fin de compression (b).

Dans le cadre d'un mastère spécialisé, nous avons pu montrer une très faible influence de la valeur du coefficient de frottement entre les brins sur les relevés d'efforts de sertissage. En revanche, en optimisant uniquement les paramètres K, a et n, l'analyse inverse ne fournit pas de résultat convenable. La valeur de la fonction coût, qui traduit l'écart entre relevé expérimental et relevé simulé, est supérieure à 10%.

L'hypothèse que le coefficient de frottement ait un impact non négligeable sur les relevés d'efforts de compression de brins a été faite. Un nouveau paramètre a été pris en considération pour améliorer les modèles : le coefficient de frottement μ (cœfficient de coulomb) entre l'outil et le brin de cuivre ou d'aluminium.

Des dizaines de valeurs de coefficient de frottement peuvent être trouvées dans la littérature. Zambelli [ZAM98] affirme que le coefficient de Coulomb entre deux métaux varie généralement de 0.3 à 1.5. Cependant, il complète son étude en expliquant que le coefficient de frottement entre deux objets en cuivre se situe entre 0.4 (pour des efforts normaux inférieurs à 10^{-2}N) et 1.8 (pour des efforts normaux supérieurs à 10^{-1}N). Ces niveaux d'efforts génèrent des ruptures de la surface d'oxyde de cuivre, ce qui augmente la valeur du coefficient µ. Dans les mêmes conditions de compression, Bowden [BOW64] fait varier ce coefficient de 0.7 à 1.2.

Pour évaluer la sensibilité de notre problème à ce paramètre, les courbes d'efforts de compression de brins ont été calculées pour quatre valeurs de µ [PET13-1]. La rhéologie du cuivre utilisée pour ce test est celle issue de la base de données matériaux de Forge®. La Figure 3-7 permet de constater l'impact du coefficient de frottement sur les efforts, lorsque celui-ci varie de 0.2 à 0.8.

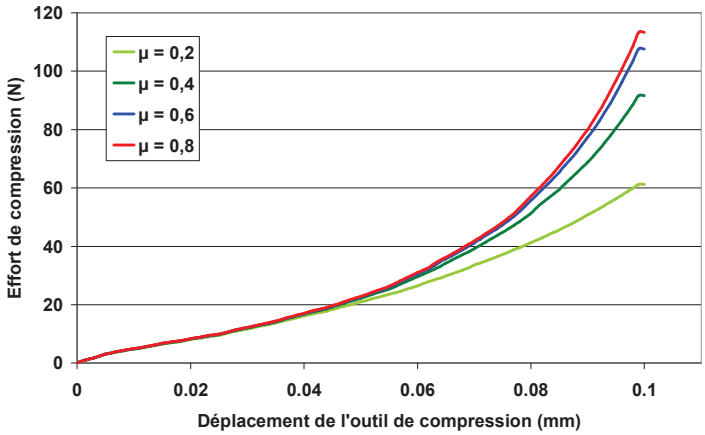


Figure 3-7 : Impact de la valeur du cœfficient de coulomb µ sur les efforts de compression d'un brin [PET13-1].

Naturellement, plus le coefficient de frottement est grand, plus la montée des efforts en deuxième partie de compression est importante.

Pour déterminer la valeur du coefficient de coulomb entre nos brins, une première analyse inverse a été réalisée sur les courbes expérimentales de compression de brins Cu22. Aux trois paramètres K, a et n de la loi de comportement, nous avons ajouté µ comme quatrième paramètre à optimiser. Cette analyse inverse a abouti à la détermination d'un paramètre de frottement de 0.37, ce qui est cohérent avec les données de la littérature. Nous avons ensuite étudié de nouveau par analyse inverse l'ensemble de nos données expérimentales en compression, en fixant le frottement entre brin et outil à 0.37.

3.3.2.2. Résultats de l'analyse inverse de micro compression de brins :

Pour chaque brin, 10 générations de 8 calculs ont été lancées les unes après les autres. Ces 80 calculs sur 4 processeurs ont permis d'aboutir aux trios de paramètres optimums pour chaque brin. Pour augmenter la rapidité de convergence de l'analyse inverse, les valeurs obtenues pour chaque type de brin par le biais de l'analyse Excel (traction) ont été utilisées comme valeurs initiales des paramètres de comportement de l'analyse inverse des essais de compression.

Brins de la technologie cuivre :

La Figure 3-8-(a) est un graphique sur lequel est représenté la courbe moyenne expérimentale de micro compression d'un brin Cu22 (en rouge) et son équivalent issue de la simulation numérique. La fonction coût estimant l'erreur entre courbe simulée et courbe expérimentale est de 6.9%. La Figure 3-8-(b) est l'équivalent pour un brin de Cu24. La fonction coût est, cette fois ci, de 6%.

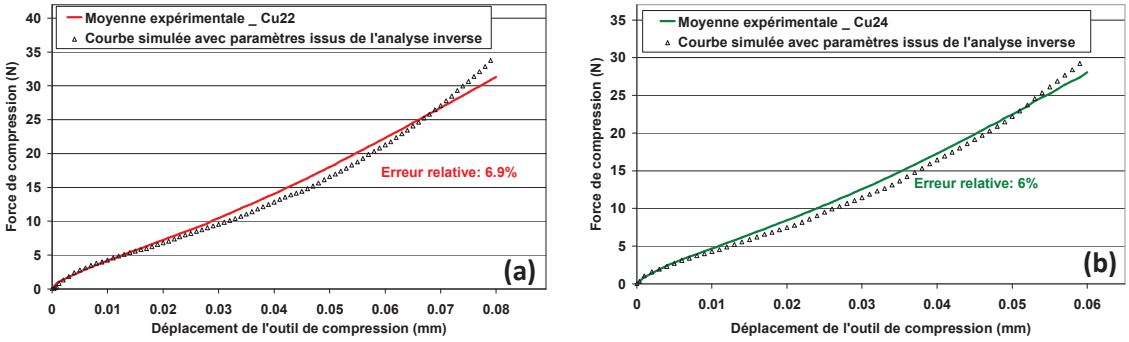


Figure 3-8 : Résultats des analyses inverses de compression de brin de Cu22 (a) et de brin de Cu24 (b).

Le Tableau 3-4 synthétise les valeurs des paramètres déterminés par analyse inverse de micro compression des brins de la technologie cuivre. Le recours à une loi linéaire puissance a été, dans les deux cas, la meilleure solution pour modéliser le comportement de la matière.

	Paramètres rhéologiques
Cu22 (compression)	K = 98 MPa a= 1,28 n= 0,46
Loi linéaire puissance	E= 110.000 MPa (donnée littérature)
Cu24 (compression)	K = 121 MPa a= 1,82 n= 0,47
Loi linéaire puissance	E= 110.000 MPa (donnée littérature)

Tableau 3-4 : Synthèse des paramètres matériaux obtenus pour les brins de câbles Cu22 et Cu24 en micro compression.

Les paramètres *a* et *n* d'écrouissage sont du même ordre de grandeur que ceux déterminés par analyse directe avec Excel des essais de traction de brins (cf. Tableau 3-1). En revanche, les valeurs de consistance K sont légèrement inférieures.

La comparaison des jeux de paramètres des lois de comportement obtenues en traction et en compression a été faite par la suite. Pour observer l'impact rhéologique, la simulation de compression d'un brin de câble Cu22 a été lancée en utilisant les paramètres de lois de comportement déterminés par les essais de traction et l'analyse Excel. La courbe de la Figure 3-9 permet d'observer l'impact du matériau utilisé sur la courbe d'effort de compression, et compare les deux courbes simulées à la courbe expérimentale.

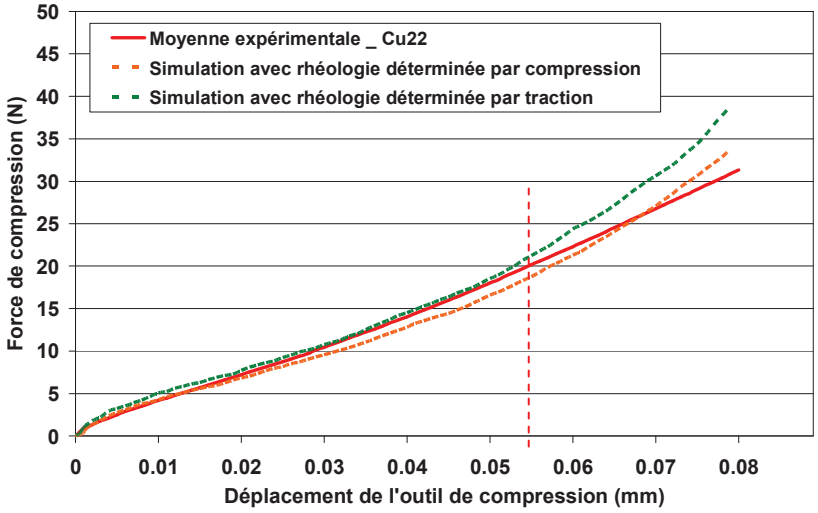


Figure 3-9 : Courbes d'efforts de compression expérimentale et simulées avec deux rhéologies différentes d'un brin de Cu22.

Sur les relevés d'efforts de compression, l'impact des valeurs des paramètres n'est pas significatif jusqu'à 0.055mm. Or, la Figure 3-10 permet de constater que les niveaux de déformations maximums après une compression de 0.055 mm atteignent 75%.

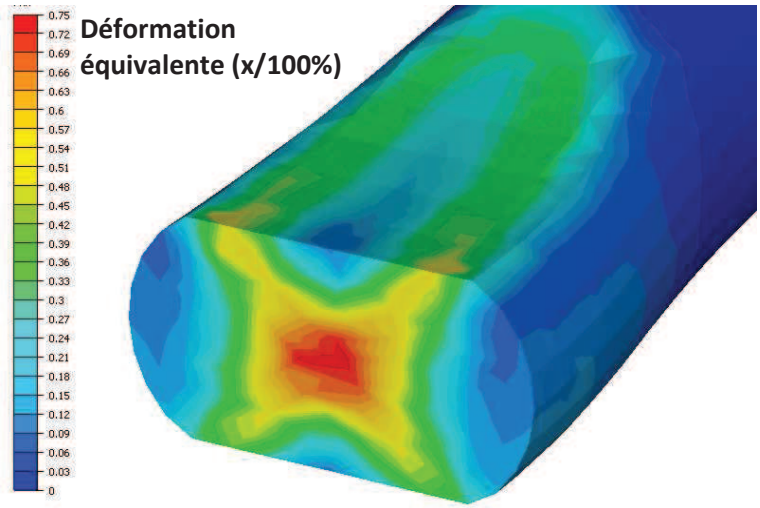


Figure 3-10 : Répartition des déformations équivalentes dans la matière après une course de l'outil de 0.055 mm.

Si l'on se réfère aux travaux d'Abbas [ABB02] sur le sertissage de contacts automobiles, il est possible d'estimer les niveaux de déformations des brins de cuivre. La Figure 3-11 est une cartographie de la répartition des déformations pour le câble de son étude. Elle permet de conclure que les brins sont déformés globalement jusqu'à 80%.

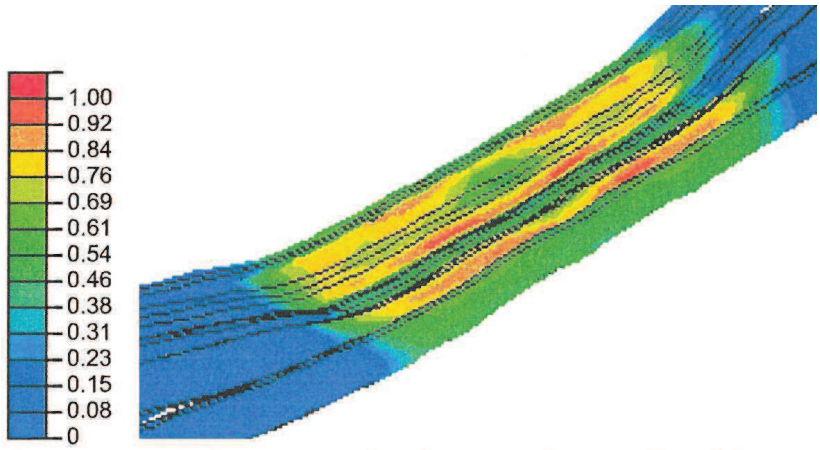


Figure 3-11 : Déformation plastique totale pour le câble sur le modèle 3D complet [ABB02].

On peut donc supposer que l'utilisation des paramètres de traction ou de compression dans les simulations de sertissage n'engendrera pas de changement notable sur les courbes d'efforts de sertissage. Cette hypothèse sera vérifiée lors des premières simulations, présentés dans le chapitre 4 de ce manuscrit.

Le même travail de comparaison a été réalisé sur les brins des câbles Cu24. Le graphique de la Figure 3-12 permet d'observer l'impact du matériau utilisé sur la courbe d'effort de compression, et compare les deux courbes simulées à la courbe expérimentale.

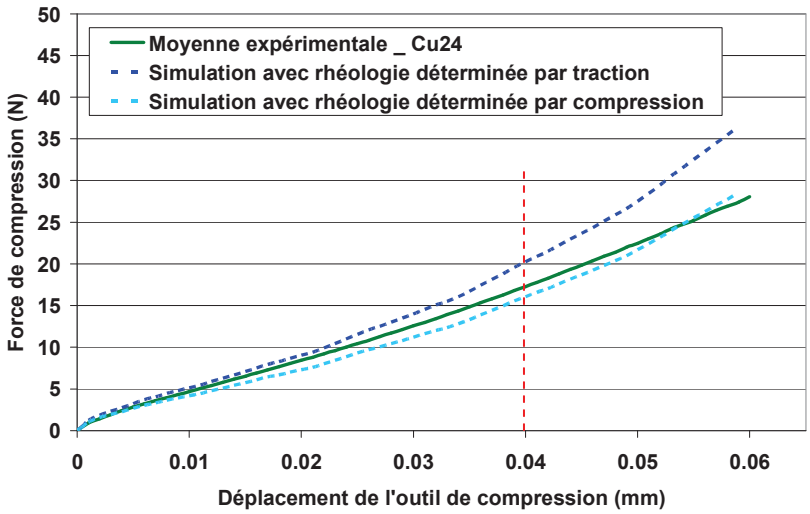


Figure 3-12 : Courbes d'efforts de compression expérimentale et simulées avec deux rhéologies différentes d'un brin de Cu24.

Sur les relevés d'efforts de compression, l'impact des valeurs des paramètres n'est pas significatif jusqu'à 0.04 mm (35% du diamètre d'un brin). Or, la Figure 3-13 permet de constater que les niveaux de déformations maximums après une compression de 0.04 mm atteignent 80%.

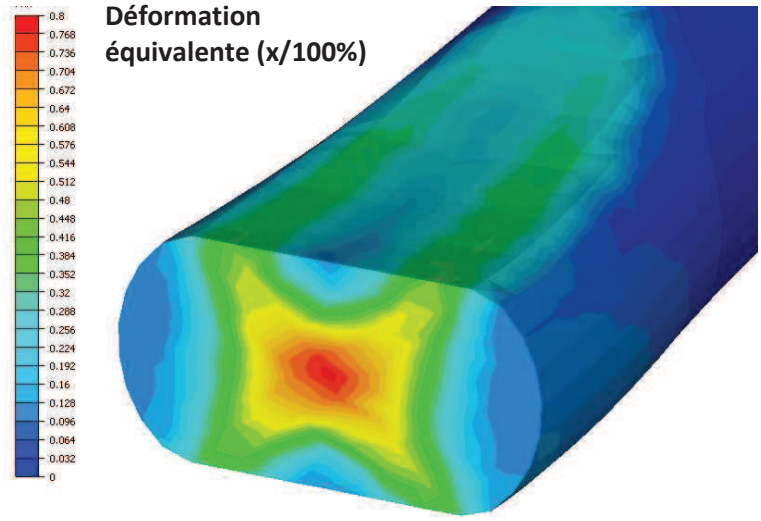


Figure 3-13 : Répartition des déformations équivalentes dans la matière en fin d'essai simulé (a) et après une course de 0.04 mm.

De manière analogue à la conclusion faite pour les brins de câble Cu22, l'utilisation des paramètres de traction ou de compression dans les simulations de sertissage ne devrait pas engendrer de changement notable sur les courbes d'efforts de sertissage. Cette hypothèse sera vérifiée lors des premières simulations présentées dans le chapitre 4.

Pour clore cette discussion, les courbes d'écrouissage correspondant aux jeux de paramètres obtenus en traction et compression pour les brins de la technologie cuivre ont été superposées sur le graphique de la Figure 3-14.

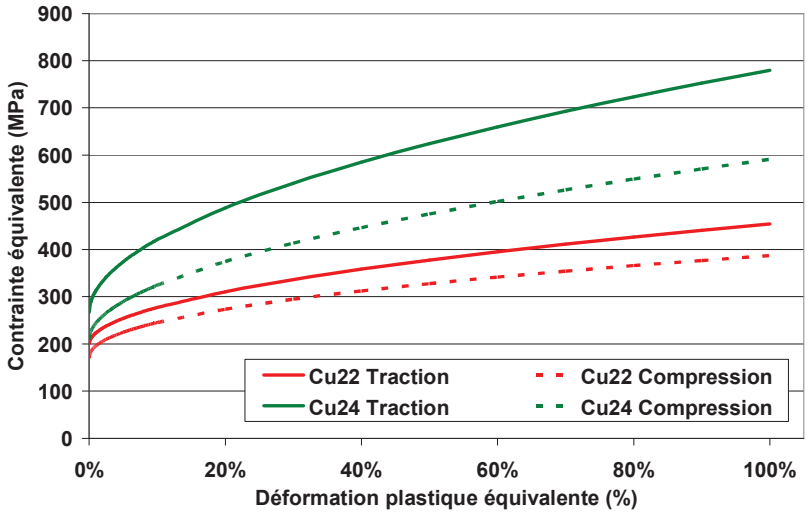


Figure 3-14 : Comparaison des courbes d'écrouissage obtenues pour les brins de la technologie cuivre en traction et en compression.

L'analyse de ce graphique pousse à formuler plusieurs conclusions et hypothèses. Tout d'abord, la diminution de la consistance K obtenue en compression, par rapport à celle obtenue en traction, se traduit par un décalage vers le bas de la contrainte seuil. Ce décalage est ensuite quasiment constant tout au long de la courbe d'écrouissage.

Cette sous-évaluation du domaine élastique pourrait-elle être due à un cédage de la platine de déplacement du dispositif de micro compression ? L'analyse des essais de compression de tronçon de contact permettra d'éclaircir ce point.

Il se peut également que cette diminution de la consistance soit un témoin de l'anisotropie de nos brins obtenus par tréfilage. Ne connaissant pas les procédés exacts de fabrication et les types de traitements thermiques potentiellement infligés à la matière, il est difficile de se prononcer en faveur ou contre cette hypothèse.

Enfin, il se peut également que la différence de consistance soit engendrée par la détermination arbitraire du domaine plastique des courbes contraintes/déformations issues de la traction. Pour analyser les courbes à l'aide d'Excel et déterminer les valeurs des paramètres, nous avons dû recaler manuellement nos données pour ne conserver que le domaine plastique des déformations (cf. Figure 3-1). Ce recalage est fait au jugé de l'opérateur, et il peut rapidement provoquer une erreur de quelques dizaines de MPa de la valeur de la contrainte seuil.

Brins de la technologie aluminium :

Un travail d'analyse identique a été réalisé sur les brins de la technologie aluminium. La Figure 3-15-(a) est un graphique sur lequel sont représentées la courbe moyenne expérimentale de micro compression d'un brin de CuProFor22 d'Alu22 (en rouge) et la courbe issue de la simulation numérique. La fonction coût estimant l'erreur entre courbe simulée et courbe expérimentale est de 3.8%. La Figure 3-15-(b) est l'équivalent pour un brin de Siclanic24 d'Alu24 et la Figure 3-15-(c) est l'équivalent pour un brin d'Alu22 ou d'Alu24. Les fonctions coûts respectives sont de 3.1% et 0.9%. Les valeurs très basses de ces fonctions coûts démontrent une excellente corrélation des courbes simulées avec les courbes expérimentales.

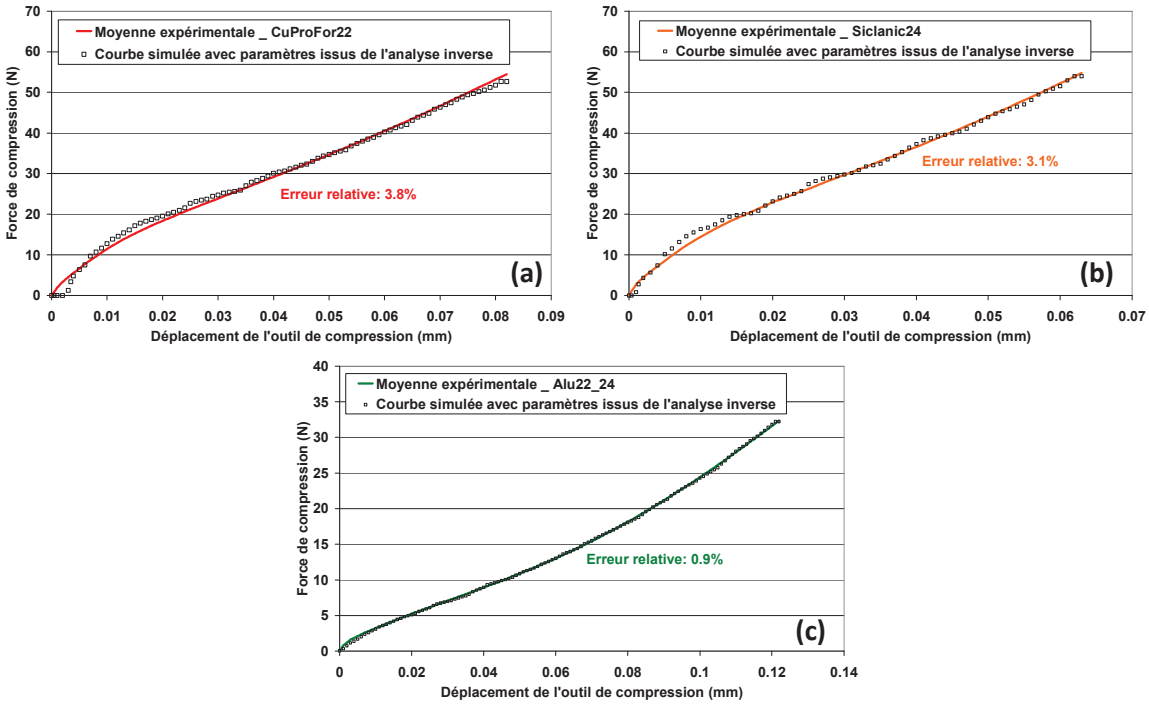


Figure 3-15 : Résultats des analyses inverses de compression de brin de CuProFor22 d'Alu22 (a), de Siclanic24 d'Alu24 (b) et d'Alu22_24(c).

Dans le Tableau 3-5, on synthétise les valeurs des paramètres déterminés par analyse inverse de micro compression des brins de la technologie aluminium. Le recours à une loi puissance pour les brins de Siclanic24 et d'Alu22_24 a permis de réduire considérablement les valeurs des fonctions coûts. L'inconvénient réside dans le fait que les comparaisons directes avec les valeurs des paramètres des lois linéaires puissances issues de l'analyse des essais de traction sont impossibles.

	Paramètres rhéologiques
CuProFor22 (compression)	K = 173 MPa a= 0,67 n= 0,22
Loi linéaire puissance	E= 140.000 MPa (donnée fournisseur)
Siclanic24 (compression)	K= 406 MPa ε_0= 0,0003 n= 0,058
Loi puissance	E= 130.000 MPa (donnée fournisseur)
Alu22_24 (compression)	K= 123 MPa ε_0= 0,0003 n= 0,22
Loi puissance	E= 68.000 MPa (donnée fournisseur)

Tableau 3-5 : Synthèse des paramètres matériaux obtenus pour les brins de câbles Alu22 et Alu24 en compression.

Pour comparer les lois rhéologiques déterminées en traction et en compression, les courbes d'écrouissage des brins de la technologie aluminium ont été superposés sur le graphique de la Figure 3-16.

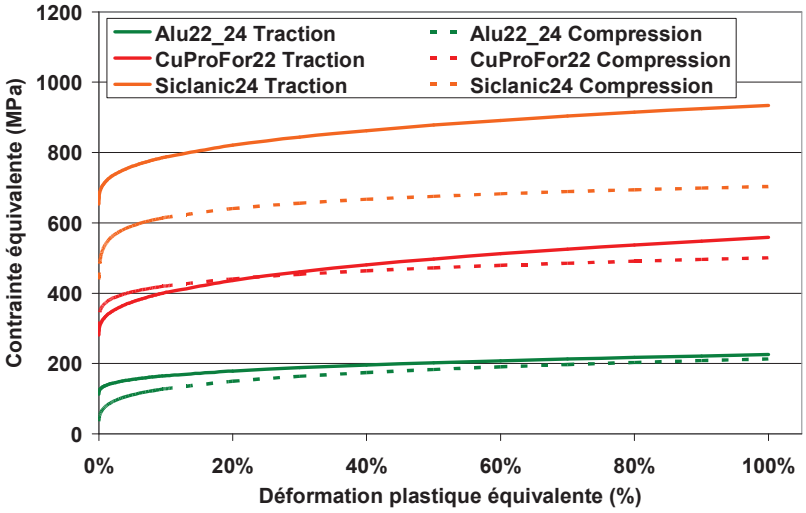


Figure 3-16 : Comparaison des courbes d'écrouissage obtenues pour les brins de la technologie aluminium en traction et en compression.

Pour les brins de cuivre CuProFor22 et les brins d'aluminium Alu22_24, les courbes d'écrouissage déterminées en traction et en compression sont très proches. Cela tendrait à prouver que l'anisotropie dans les brins est limitée. En revanche, il existe une réelle différence de comportement entre la loi issue de l'analyse des essais de traction et de compression pour le brin de cuivre Siclanic24. Pour les mêmes raisons que celles citées précédemment (étude des brins de la technologie cuivre), cette différence est difficilement explicable. Nous tenterons d'apporter des éléments de réponse dans la suite du manuscrit.

3.3.2.3. Conclusion sur la caractérisation des brins de notre étude :

Pour simuler le comportement des brins, nous possédons deux rhéologies : l'une issue des essais de traction et l'autre issue des essais de micro compression. Les plages de déformation atteintes en

compression sont plus grandes que celles obtenues en traction. Les premières simulations de sertissage et d'arrachement permettront de voir si l'une ou l'autre des rhéologies est à privilégier pour prédire le plus efficacement les efforts de sertissage, ainsi que les mécanismes de rupture et les efforts de tenue à l'arrachement.

3.3.3. Analyse inverse de la compression de tronçons de fût :

3.3.3.1. Mise en place du modèle et problématique du frottement :

Les dimensions d'un fût de contact femelle F sont identiques à celles d'un fût de contact mâle M. Pour l'analyse inverse de micro compression de tronçons de contacts, un seul modèle numérique a donc été réalisé. La longueur du tronçon a été fixée à 1.2 mm, longueur moyenne des tronçons testés expérimentalement. L'utilisation d'un plan de symétrie permet de limiter la taille du modèle. Le maillage compte 21.000 nœuds pour 85.000 éléments environ. La Figure 3-17 montre trois vues de la mise en données de compression d'un tronçon de contact 2222 (femelle ou mâle).

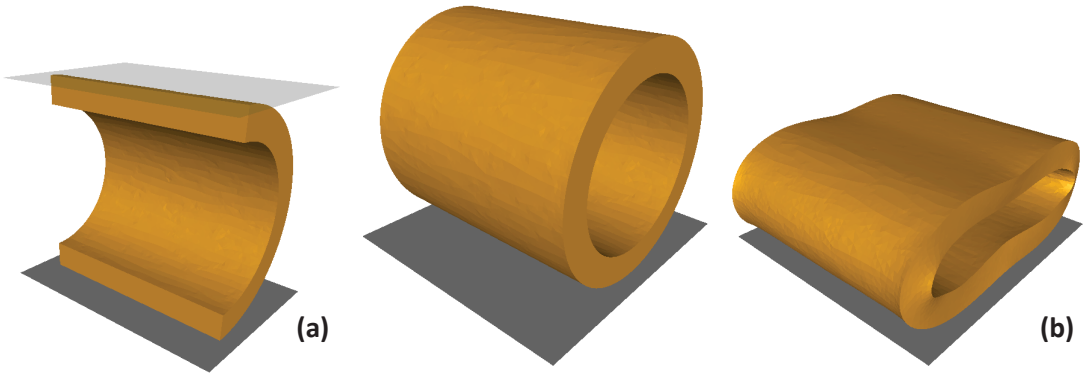


Figure 3-17 : Modèle de compression d'un tronçon de contact 2222 pour analyse inverse avec Forge® : demi-modèle pour le gain de temps de calcul (a) et contact en fin de compression (b).

Pour l'étude des contacts, les données matériaux des fournisseurs sont inexistantes. Le recours à une valeur de module d'Young issue de la littérature a été étudié. Cependant, l'intervalle important de valeurs possibles en fonction de la nuance de cuivre a conduit à trouver une méthode d'estimation du module.

Suite aux résultats expérimentaux présentés au chapitre 2, nous avons conclu grâce à la Figure 2-28 que le module d'Young des quatre types d'échantillons est semblable. La courbe expérimentale obtenue pour les contacts F non recuits étant celle dont le domaine élastique est le plus important, une première analyse inverse a été réalisée en limitant la course de l'outil à 0.02 mm et en faisant varier le module d'Young d'une loi purement élastique. Cette analyse nous a permis de quantifier un module de l'ordre de 35.000 MPa, comme l'illustre le graphique de la Figure 3-18.

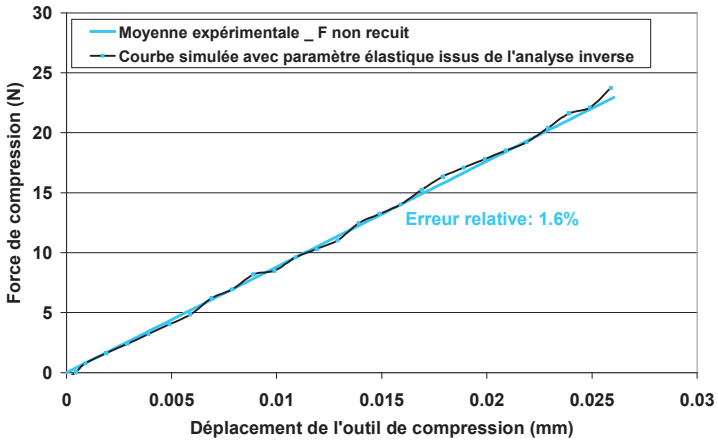


Figure 3-18 : Détermination du module d'Young du cuivre des contacts par analyse inverse de compression dans le domaine élastique.

Cette valeur est très faible, et l'hypothèse d'un cédage machine semble se vérifier. Néanmoins, cette approche a permis de fixer la valeur du module d'Young pour l'ensemble de nos analyses inverses de compression de tronçons et de conserver uniquement les trois paramètres de plasticité variables.

L'impact du coefficient de frottement a également été étudié. En intégrant la détermination du coefficient de frottement aux premières analyses inverses, une valeur de 0.27 a été identifiée en suivant la même démarche que celle décrite plus haut.

3.3.3.2. Résultats de l'analyse inverse de micro compression de tronçons

La Figure 3-19 rassemble les graphiques issus des analyses inverses réalisées sur compression de tronçons de fûts pour les contacts M et F. En (a), la moyenne expérimentale pour un contact mâle M standard est comparée à son homologue issue de la simulation, calculée avec le jeu de paramètres donnant la meilleure approximation. La fonction coût de 7.3% traduit une bonne corrélation de la simulation avec la courbe expérimentale.

En (b), on superpose la moyenne expérimentale pour un contact femelle F standard et la courbe simulée. La valeur de la fonction coût de 5.5% est inférieure à celle de l'analyse sur contact mâle. Sur les deux graphiques, l'ordre de grandeur de la dispersion expérimentale a été représenté en surface transparente.

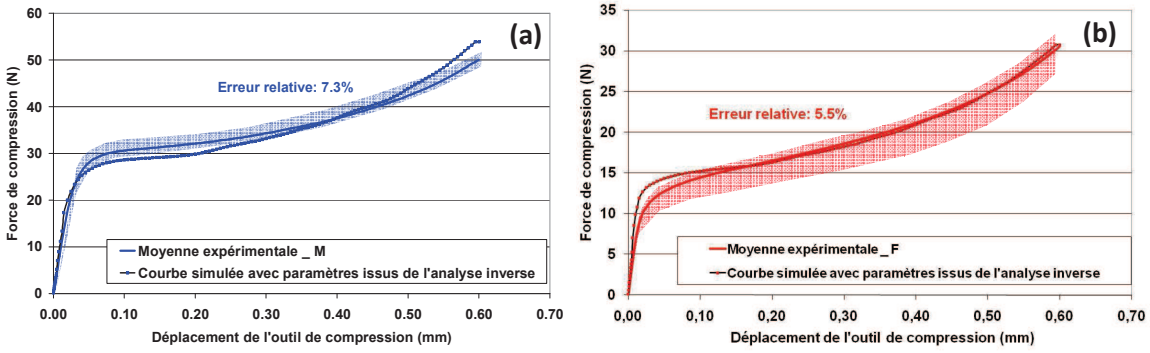


Figure 3-19 : Résultats de l'analyse inverse de compression des tronçons de contact M (a) et F (b) standards.

Pour compléter cette étude, l'analyse inverse des essais de compression a été faite pour les tronçons de contacts femelles ayant reçu un mauvais traitement thermique. La Figure 3-20 rassemble les graphiques des résultats correspondants à ces échantillons. En (c), la comparaison est faite dans le cas de contacts femelle non recuits. La fonction coût est élevée, traduisant un écart significatif entre courbe expérimentale et courbe simulée. Cependant, il faut nuancer les conclusions car l'acquisition des données expérimentales s'est faite sur une amplitude très courte (de 0 à 0.1 mm) avant rupture fragile des échantillons, en comparaison des acquisitions faites sur les échantillons des autres matériaux (0 à 0.6 mm). Le jeu de paramètres déterminé permet d'obtenir une courbe d'efforts incluse dans l'enveloppe représentant la dispersion expérimentale des essais. Cette observation permet de valider les résultats d'analyse inverse.

En (d), la moyenne expérimentale de compression d'un tronçon de contact F trop recuit est comparée à la courbe issue de la simulation. La fonction coût de 5.5% traduit un écart faible et un bon résultat d'analyse inverse.

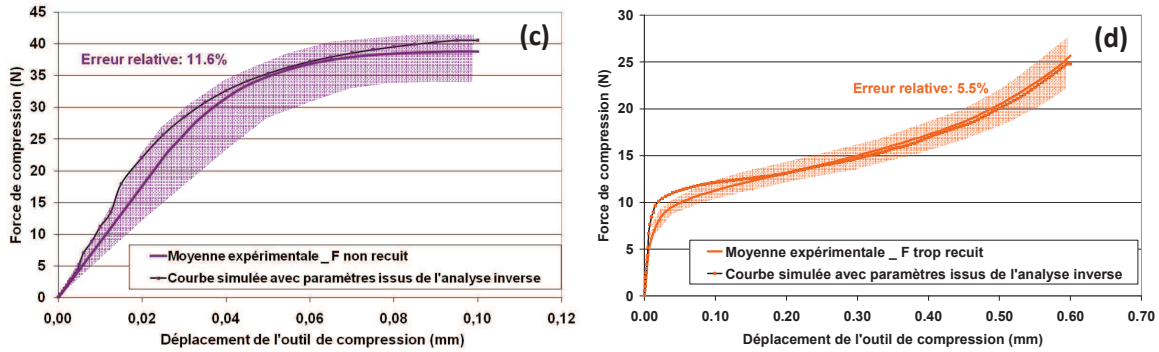


Figure 3-20 : Résultats de l'analyse inverse de compression des tronçons de contact F non recuit (c) et trop recuit (d).

Le Tableau 3-6 synthétise les valeurs des paramètres déterminés par analyse inverse de micro compression de tronçons de contacts de la technologie cuivre. L'utilisation d'une loi linéaire puissance a permis, dans tous les cas, de réduire les valeurs des fonctions coûts par rapport à l'usage de la loi puissance.

	Paramètres rhéologiques
M Loi linéaire puissance	K = 205 MPa a= 1,48 n= 0,93 E= 35.000 MPa (paramètre fixe)
F Loi linéaire puissance	K = 100 MPa a= 1,94 n= 0,79 E= 35.000 MPa (paramètre fixe)
F Non Recuit Loi linéaire puissance	K = 302 MPa a= 1,12 n= 0,84 E= 35.000 MPa (paramètre de l'analyse)
F Trop Recuit Loi linéaire puissance	K = 73 MPa a= 1,95 n= 0,64 E= 35.000 MPa (paramètre fixe)

Tableau 3-6 : Synthèse des paramètres matériaux obtenus pour les tronçons de contacts ayant subit différents traitements thermiques.

Pour conclure, les valeurs de consistance sont cohérentes avec les observations expérimentales puisque le contact mâle standard est plus résistant qu'un contact femelle standard, d'où une consistance plus élevée. Par ailleurs, plus le recuit est important, plus la consistance diminue.

Le paramètre qu'il nous est difficile de déterminer par le biais du dispositif de micro compression est le module d'Young. La compliance de la platine de déplacement semble générer une sous estimation de la valeur du module, comme nous l'avions supposé au chapitre 2 de ce manuscrit. A ce stade, le recours à un nouveau dispositif expérimental plus rigide semble indispensable.

3.3.4. Analyse inverse sur essai de "Sertissage Cemef" à vide :

Le dispositif de "Sertissage Cemef" a été mis en place pour apporter des précisions sur les essais menés sur la machine de micro compression. En effet, les valeurs des modules d'Young estimées par l'analyse des essais menés sur le dispositif de micro compression laissent présager un cédage non maîtrisé de la machine. Ce dispositif, supposé plus rigide car monté sur une machine de traction/compression de grande taille, a permis d'obtenir des courbes expérimentales plus propres et reproductibles. Les analyses inverses des différents essais ont été réalisées.

La géométrie du fût correspond aux mesures effectuées sur les contacts avant sollicitation. On utilise un plan de symétrie pour limiter le nombre de noeuds du modèle. Le nombre de nœuds est de 18.000, pour un nombre d'éléments de 74.000 environ. La Figure 3-21 montre deux aperçus de la mise en donnée de "Sertissage Cemef" d'un fût de contact 2222 (mâle ou femelle).

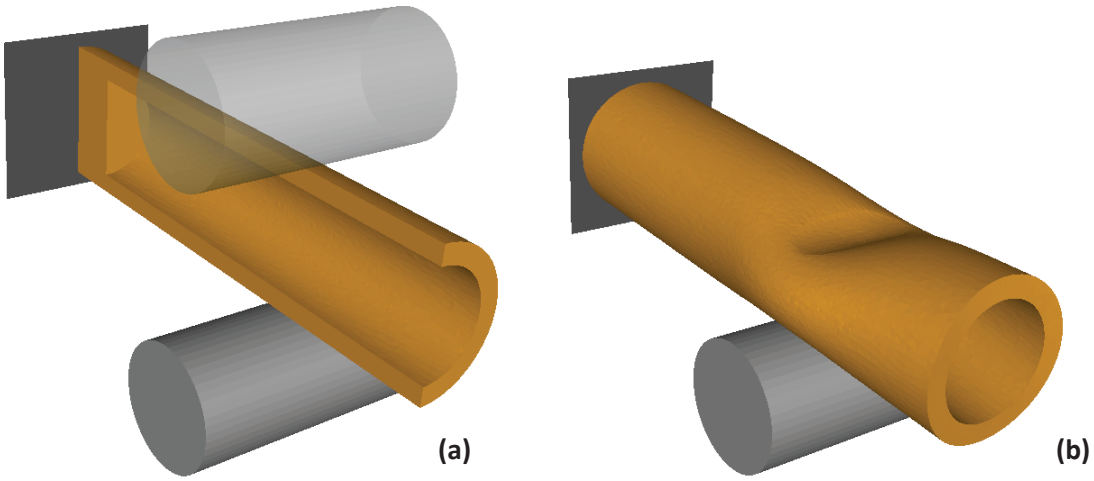


Figure 3-21 : Modèle de sertissage Cemef d'un contact 2222 pour analyse inverse avec Forge® : demi modèle pour le gain de temps de calcul (a) et allure du contact en fin de compression (b)

Sur le graphique de la Figure 3-22 ont été superposées les courbes moyennes expérimentales pour deux nuances de contacts femelles provenant de deux fournisseurs différents, ainsi que les courbes d'efforts issues des simulations de l'analyse inverse. Les valeurs des fonctions coûts et la comparaison des efforts expérimentaux et simulés permettent de conclure à une très bonne précision des résultats d'analyse inverse.

Suite aux résultats des essais de "Sertissage Cemef" sur les deux lots de contacts, l'hypothèse a été établie que le comportement de la matière des contacts du fournisseur 1 était le plus conforme à ce qui était attendu. Cette hypothèse se base sur le fait que la sollicitation de contacts femelles ayant subi un recuit correct engendre des efforts inférieurs aux efforts obtenus en sollicitant un contact mâle. Or, les contacts femelles du fournisseur 2 se caractérisent par des efforts de compression supérieurs aux contacts mâles et sont donc supposés défectueux car ayant subi un recuit non maîtrisé.

Cependant, les deux types de contacts étaient disponibles sur la chaîne de production. L'analyse inverse a donc été menée sur les deux courbes moyennes expérimentales, afin d'étudier l'impact de telles différences de comportement sur les simulations de sertissage et d'arrachement.

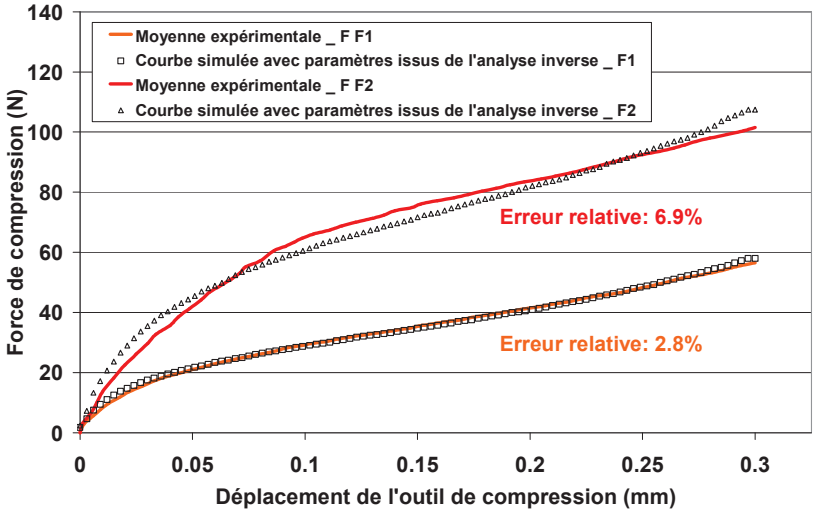


Figure 3-22 : Résultats de l'analyse inverse de compression d'un tronçon de contacts F de deux fournisseurs.

Concernant l'étude des contacts mâles, l'analyse inverse n'a été réalisée que sur la moyenne expérimentale liée au lot de contact le plus reproductible. La Figure 3-23 représente la superposition de la moyenne expérimentale de "Sertissage Cemef" des contacts males M du lot 1 et la courbe d'effort simulée issue de l'analyse inverse. La fonction coût de 6,3% traduit une nouvelle fois l'écart faible entre les deux courbes.

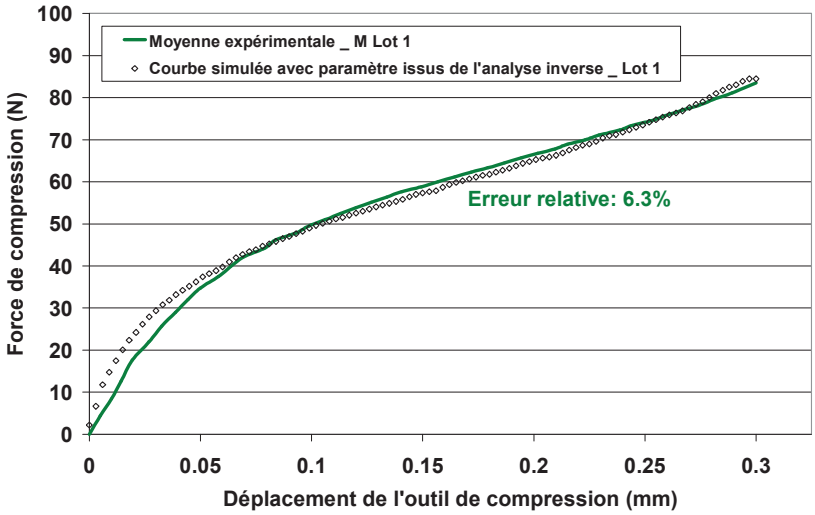


Figure 3-23 : Résultats de l'analyse inverse de compression d'un tronçon de contact M du lot 1.

Les valeurs des paramètres matériaux pour les lois puissances sont rassemblées dans le Tableau 3-7. La détermination du module d'Young a été menée par l'analyse inverse des essais sur contacts femelles du fournisseur 1. Pour les contacts femelles du fournisseur 2 et les contacts mâles du lot 1, la valeur du module d'Young précédemment déterminée a été réutilisée.

	Paramètres rhéologiques
F _ F1 Loi puissance	K= 294 MPa ε_0= 0,006 n= 0,28 E= 88.038 MPa (intégré à l'analyse)
F _ F2 Loi puissance	K= 380 MPa ε_0= 0,006 n= 0,12 E= 88.038 MPa (non variable)
M _ Lot 1 Loi puissance	K= 288 MPa ε_0= 0,007 n= 0,11 E= 88.038 MPa (non variable)

Tableau 3-7 : Synthèse des paramètres matériaux obtenus par sertissage Cemef pour les contacts de différents fournisseurs.

La principale observation à faire est liée à la valeur du module d'Young déterminé. L'analyse inverse de compression de tronçons menée sur le dispositif de micro compression a abouti à une valeur de 35.000 MPa, valeur très inférieure aux données issues de la littérature pour un cuivre. La rigidité globale du dispositif a donc été remise en cause. L'étude faite sur la machine de compression Zwick a permis de remonter à un module d'Young de l'ordre de 90.000 MPa, plus cohérent avec les valeurs de la littérature. La comparaison directe de ces données avec les valeurs du *Tableau 3-6* reste délicate car la loi puissance et la loi linéaire puissance ne permettent pas d'obtenir des valeurs de paramètres identiques.

3.3.5. Analyse inverse de la compression de gaine de câble aluminium :

Pour des raisons propres aux entreprises du consortium, l'étude de la technologie aluminium n'a pas pu aboutir dans le cadre du projet. Cependant, de nombreux travaux de caractérisation des matériaux ont été amorcés. Comme cela a été expliqué dans le paragraphe présentant les spécificités du sertissage aluminium, la gaine polymère bicouche Téflon/Kapton est l'un des composants sollicité pour réaliser l'étanchéité du système. La caractérisation de son comportement mécanique est à mener.

Il est impossible de dissocier les deux polymères, qui sont enrubanés et cuits l'un en contact de l'autre. Il est donc impossible de les étudier séparement car le comportement des rubans non cuits ne correspondrait pas au comportement souhaité. La Figure 3-24 présente deux schémas. Le premier représente une coupe d'un câble aluminium 7 brins (six brins d'aluminium et un brin de cuivre). Le second permet de schématiser l'hypothèse d'un matériau polymère équivalent, hypothèse qui a été retenue.

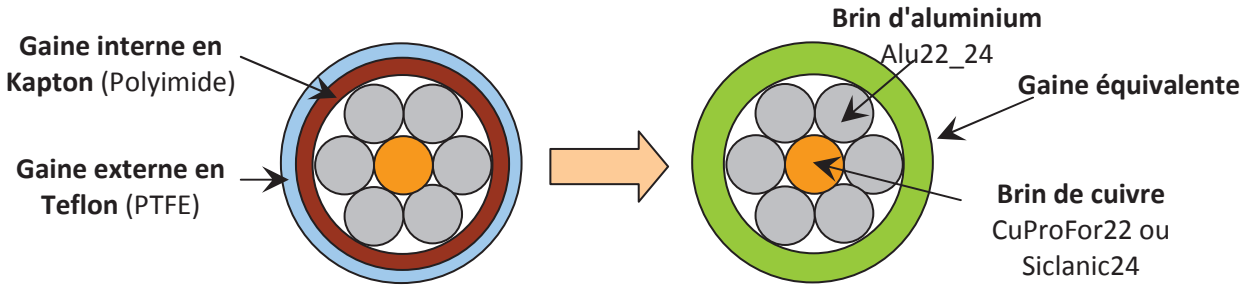


Figure 3-24 : Principe d'analyse de la gaine polymère des câbles Alu22 et Alu24.

Les échantillons de gaine d'Alu22 (jauge de plus gros diamètre de l'étude) sont obtenus en dénudant le câble sur une longueur de 3 cms. Ces tubes de gaine sont ensuite insérés dans le dispositif de micro compression, puis sollicités en charge et en décharge. Le graphique de la Figure 3-25 rassemble les courbes expérimentales obtenus et la moyenne expérimentale de cette

série de compressions. Pour bien observer la charge et la décharge des échantillons, l'axe des abscisses représente le déplacement cumulé (descente puis montée) de l'outil de compression. A l'inverse, sur le graphique de la Figure 3-26, le déplacement représente la position de l'outil, avec un aller-retour de 0 à 0.45 mm.

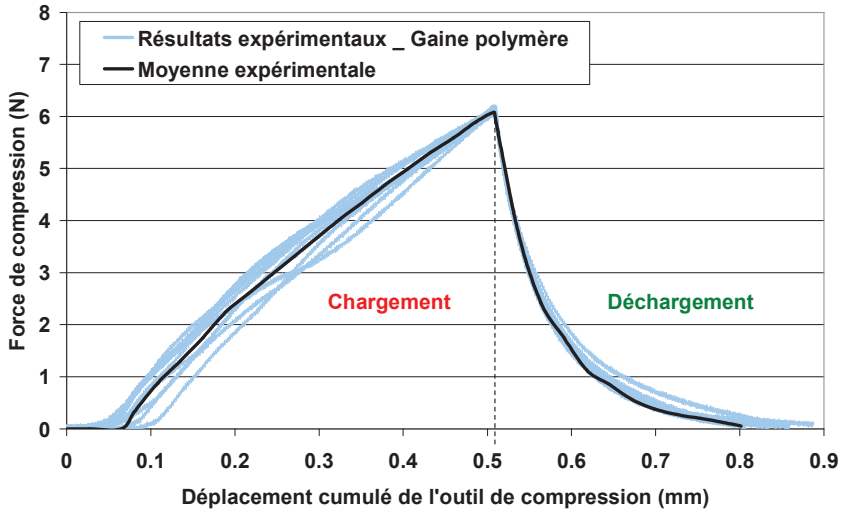


Figure 3-25 : Courbes expérimentales de compression et moyenne associée de gaine polymère d'Alu22.

La détermination des paramètres liés à l'élasticité du matériau est importante dans le cas de ce polymère. Le retour élastique doit être convenablement prédit, pour s'assurer que les simulations d'étanchéité soient cohérentes avec la réalité. Ce retour élastique est directement lié à la valeur du module d'Young.

Une première étude par analyse inverse a été réalisée, en faisant varier les paramètres d'écrouissage d'une loi puissance (K, ε_0 et n) et le module d'Young (E). Pour prédire également le retour de la matière, la simulation liée à l'analyse inverse modélisait la charge ET la décharge du tronçon de gaine. Cette analyse inverse a convergé vers une solution qui n'est pas acceptable, au regard de la comparaison de la moyenne expérimentale (en noir) et de son équivalent tenant compte du retour élastique de la matière (en rouge) faite à la Figure 3-26.

Une seconde étude a été menée en ne tenant compte que de la charge du tronçon. Cette analyse inverse a fourni une correspondance quasi parfaite entre données expérimentales et données simulées sur la montée en effort. On voit sur la Figure 3-26 la corrélation entre les données expérimentales en noir et les valeurs simulées en vert. La fonction coût est de 2.6%.

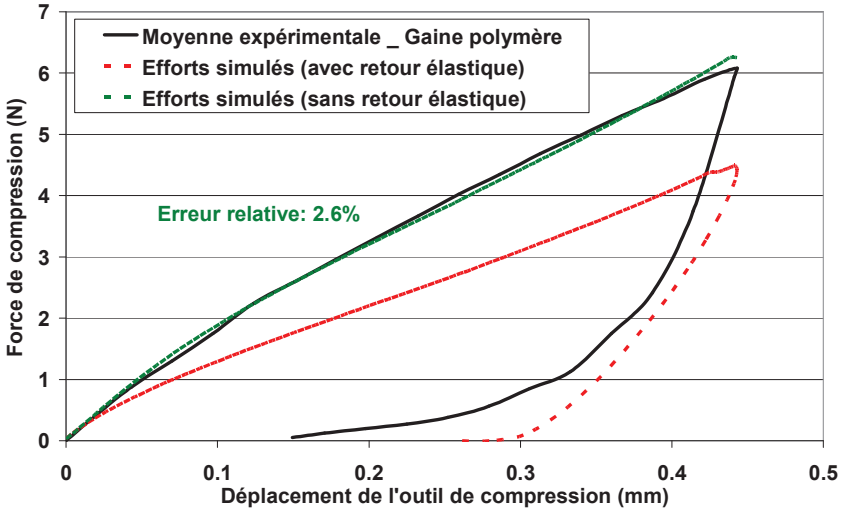


Figure 3-26 : Comparaison des résultats de deux analyses inverses prenant en compte ou non le retour élastique.

Dans un second temps, la simulation complète de charge et décharge a été relancée en utilisant les paramètres matériaux déterminés par l'analyse inverse de chargement. La Figure 3-27 est un graphique sur lequel sont superposées la courbe expérimentale et la courbe simulée d'efforts de compression.

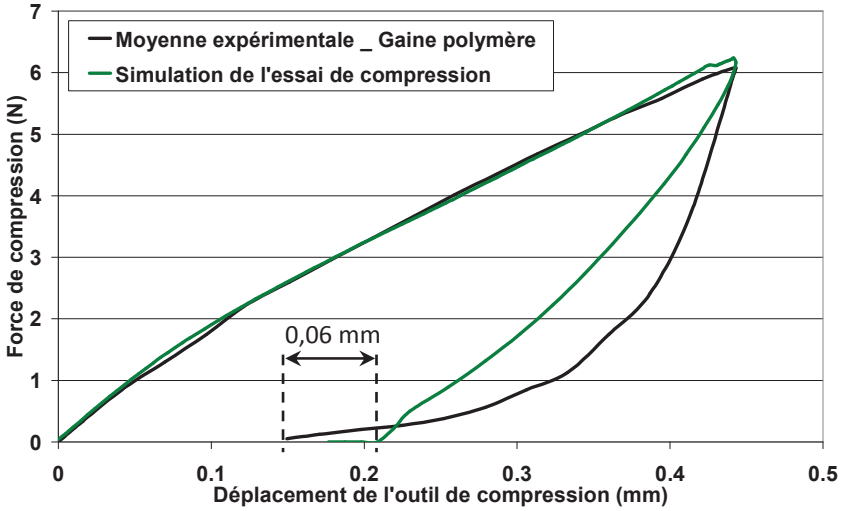


Figure 3-27 : Résultats de l'analyse inverse de compression d'un tronçon de gaine de câble Alu22.

Avec cette approche en deux temps, le comportement de la matière de la gaine en charge et décharge a pu être simulé avec une bonne prévision de l'amplitude du retour élastique. Le Tableau 3-8 rassemble les valeurs des quatre paramètres déterminés.

	Paramètres rhéologiques		
Gaine polymère_Alu22_C (compression)	K= 106 MPa	ε_0= 0,00051	n= 0,35
Loi puissance	E= 1120 MPa (intégré à l'analyse)		

Tableau 3-8 : Synthèse des paramètres matériaux obtenus pour la gaine polymères des câbles Alu22 et Alu24 en compression.

Dorlot [DOR86] établit le module d'Young du Téflon entre 350 et 750 MPa. Spenlé [SPE92] semble plus précis en définissant ce même module à 400 MPa. Concernant le polyimide, Ashby [ASH98] donne un intervalle de module de 3000 à 5000 MPa. Par conséquent, la valeur déterminée par analyse inverse de 1120 MPa pour le module d'Young d'un "composite" Téflon/polyimide semble être cohérente.

3.3.6. Conclusion sur les travaux de caractérisation des matériaux :

Le travail méthodique d'obtention des courbes expérimentales a permis, par analyse directe ou analyse inverse, de déterminer tout un ensemble de jeu de paramètres matériaux pour nos différents échantillons. La quantité d'informations recueillies permettra de pouvoir effectuer toute l'analyse et les comparaisons nécessaires à l'étude du procédé de sertissage.

Pour chaque composant, deux méthodes de caractérisation ont été employées et deux lois de comportement ont été établies. Ces lois sont plus ou moins éloignées, mais seule l'étude des efforts de sertissage et des simulations de tenue mécanique pourront permettre de confirmer leur validité. Avant d'utiliser les lois de comportement établies, nous avons réfléchi à une méthode de validation qui n'utiliserait que des relevés expérimentaux fiables. Cette validation est faite dans le paragraphe suivant.

3.4. Validation des paramètres rhéologiques déterminés :

Le 1er chapitre a permis de présenter les deux prototypes de pinces disponibles au cours de la thèse. La SCT, prototype mis au point pour valider la faisabilité du projet, permet d'obtenir des courbes force/déplacement au niveau des mors. La PSB, prototype issu du projet, permet, par l'intermédiaire d'une loi de levée, d'obtenir le même type de relevés. En revanche, la superposition des courbes d'efforts issus de la SCT et de la PSB pour un même type de contact et un même type de câble n'est pas satisfaisante. La Figure 3-28 montre une réelle différence entre les relevés des deux pinces. Il est impossible, dans l'état actuel des recherches, de déterminer quelle pince fournit les meilleurs données.

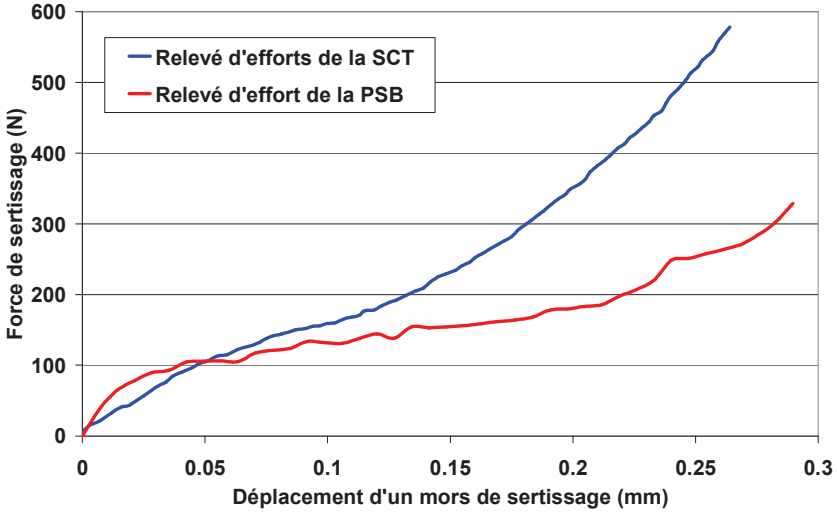


Figure 3-28 : Comparaison des relevés d'efforts issus de la SCT et de la PSB pour un même couple contact/câble (M sur Cu22).

Par conséquent, la validité des simulations du sertissage ne pourra pas être démontré par une comparaison directe aux courbes expérimentales issues des pinces. La validation des paramètres rhéologiques déterminés par analyse inverse a donc été menée par l'intermédiaire d'un dispositif pour lequel tous les paramètres sont maîtrisés.

3.4.1. Conversion de l'essai de "Sertissage CEMEF" en dispositif à sertir sur câble :

Le dispositif de "Sertissage CEMEF" a permis de solliciter les contacts afin de remonter par analyse inverse aux paramètres rhéologiques du cuivre des contacts. Ce dispositif a également été conçu dans l'optique de pouvoir insérer un câble dans les fûts. Ainsi, il a été possible d'obtenir des sertissages de contacts sur câble. La maîtrise des données en terme de déplacement et d'efforts autorise à tenter une comparaison des relevés expérimentaux avec des relevés simulés du même type de sollicitation. La Figure 3-29 est composée de deux graphiques sur lesquels sont superposées les courbes d'efforts de "Sertissage CEMEF" à vide et sur câble pour des contacts femelles (a) et mâles (b).

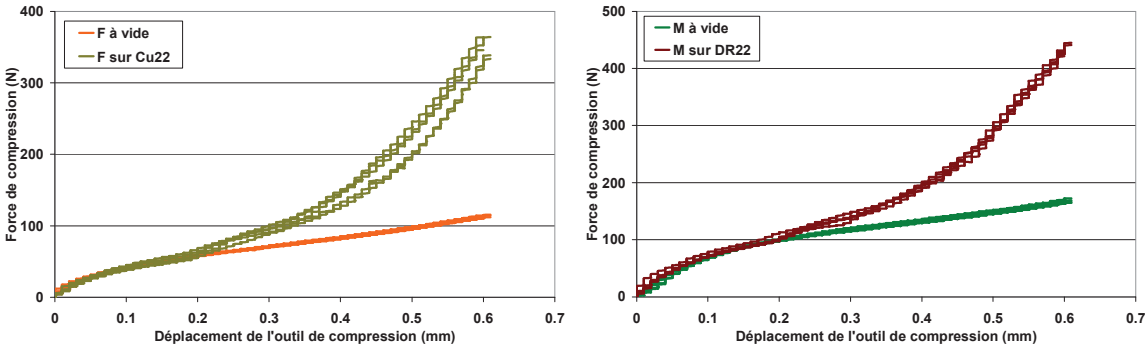


Figure 3-29 : Efforts de "Sertissage CEMEF" à vide et sur câble Cu22 pour deux types de contacts : F (a) et M (b).

Pour valider les paramètres rhéologiques, tout en palliant les incertitudes liées aux relevés des pinces prototypes, la simulation de l'essai de "Sertissage CEMEF" a été réalisée à l'aide du logiciel Forge®.

3.4.2. Simulation numérique du "Sertissage CEMEF" :

La Figure 3-30 permet de visualiser le modèle mis en données et la géométrie finale du contact et du câble en fin de sertissage. Pour simuler l'impact de la gaine du câble et limiter les mouvements de corps rigides excessifs, un outil circulaire enlace le câble à son extrémité. Le frottement associé est caractérisé par un coefficient de Coulomb de 0.2.

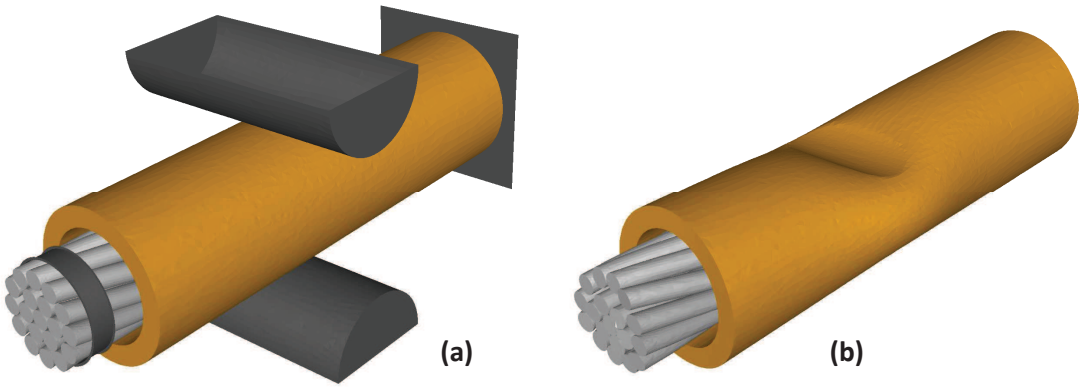


Figure 3-30 : Visuels de la mise en donnée de "Sertissage CEMEF" : modèle complet avant sertissage (a) et en fin de calcul (b).

La Figure 3-31 permet, quant à elle, d'observer le réarrangement des brins de la corde en fin d'essai. Malgré la modélisation du torsadage, les brins se déplacent et s'arrangent tout au long du procédé. La simulation du procédé en utilisant un contact frottant (et non bilatéral collant) est donc importante pour s'assurer de la bonne prédiction des efforts de sertissage et des mécanismes d'arrangement de la matière.

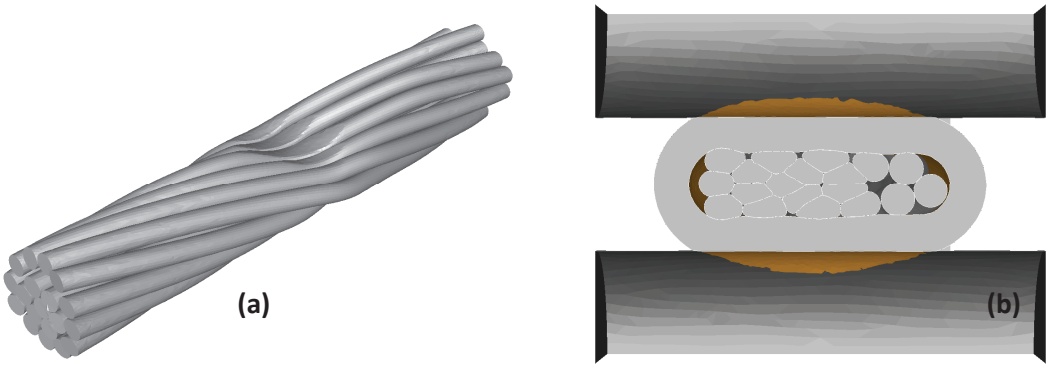


Figure 3-31 : Arrangement des brins en fin de calcul de "Sertissage CEMEF" : visualisation volumique (a) et coupe dans la zone d'indentation maximale (b).

L'extraction du contour des brins et du contact du modèle numérique a permis de le superposer à une image obtenue à la binoculaire après enrobage et polissage d'un contact serti à l'aide du dispositif.

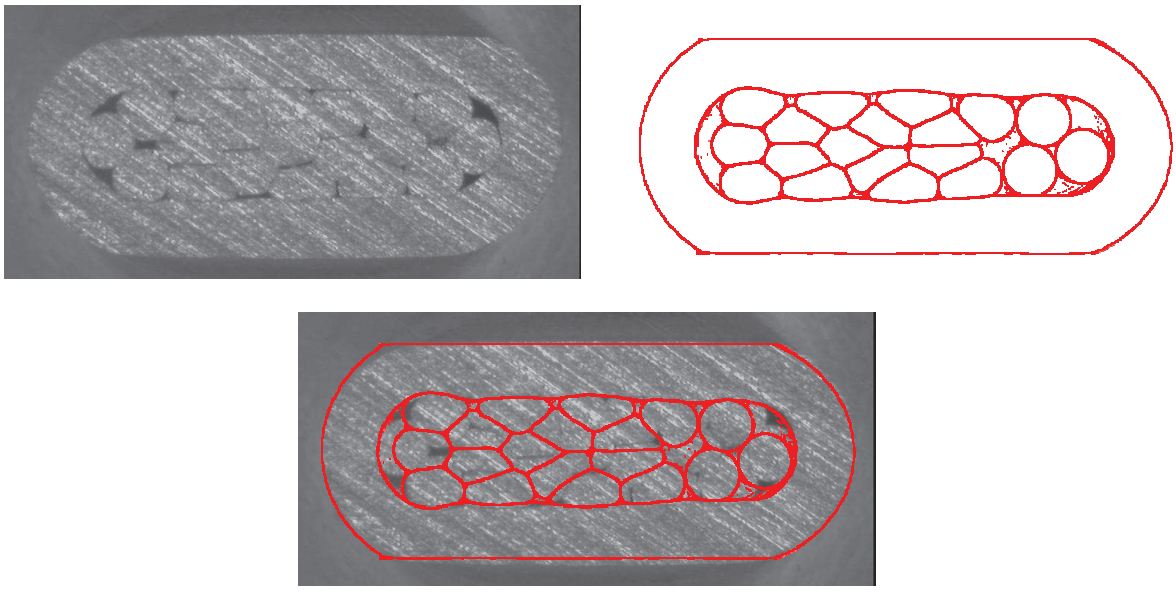


Figure 3-32 : Superposition d'une image obtenue à la binoculaire après polissage et d'une vue de coupe issue de la simulation numérique de "Sertissage CEMEF".

Cette comparaison prouve que l'essai mécanique et la simulation numérique sont comparables du point de vue de l'amplitude de la sollicitation appliquée. Le graphique de la Figure 3-33 permet de comparer les courbes expérimentale et simulée d'un essai de "Sertissage CEMEF" d'un contact M sur un câble Cu22.

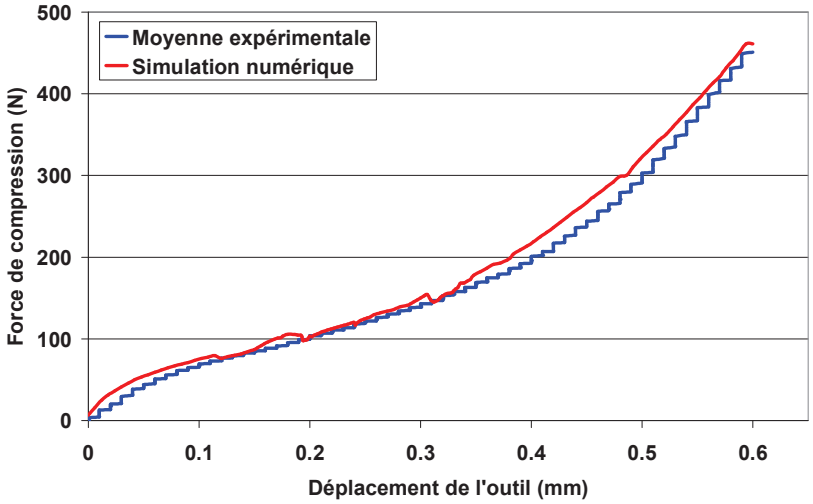


Figure 3-33 : Comparaison des courbes d'efforts de "Sertissage CEMEF" expérimentale et simulée d'un contact M sur un câble Cu22.

Cette superposition est importante car elle permet de conclure que la détermination des paramètres rhéologiques de nos contacts et de nos brins de cuivre est précise. Le niveau de précision est bien supérieur aux diverses incertitudes liées à la dispersion des essais expérimentaux. Nous avons réussi à nous affranchir de l'utilisation de relevés des pinces électroniques en ayant recours à un dispositif totalement indépendant des prototypes. Il est cependant nécessaire de rappeler que la rhéologie du contact a été identifiée sur le même dispositif. En relativisant notre analyse avec ce fait, il est possible de supposer que les courbes d'efforts simulés de sertissage de contacts aéronautiques seront proches de la réalité.

3.4.3. Modèles d'arrachement de contacts sertis par "Sertissage CEMEF" :

La simulation du procédé de "Sertissage CEMEF" ayant permis d'obtenir des résultats numériques en accord avec les données expérimentales, la dernière étape de validation consiste à simuler l'arrachement de contacts sertis par "Sertissage CEMEF", et de s'assurer que les niveaux d'efforts et les mécanismes de ruptures sont correctement prédis.

Les trois visuels de la Figure 3-34 permettent de visualiser les différentes étapes de la simulation de l'arrachement. On constate que le mécanisme observé lors du test est bien un glissement des brins dans le contact. Si on observe l'arrangement des corps et les vides inter brins sur la Figure 3-32, il est prévisible que le mécanisme de cédage à l'arrachement de contact serti par "Sertissage CEMEF" soit du glissement car l'écrasement des brins est assez faible et la géométrie de l'outil est trop lisse pour permettre de bloquer la matière et d'engendrer la rupture du câble.

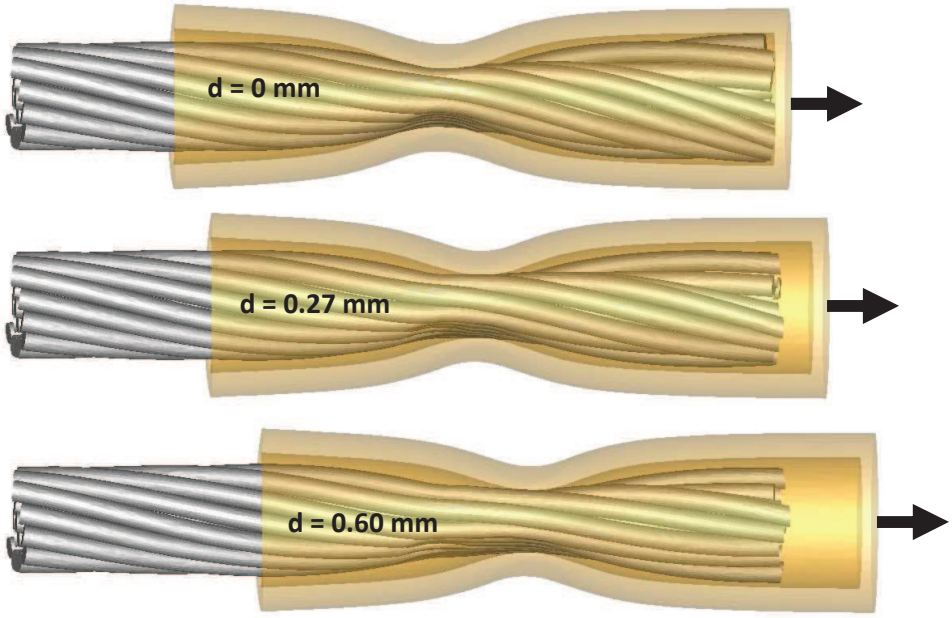


Figure 3-34 : Evolution de l'arrangement des brins au cours de la traction du contact serti.

Les images précédentes montrent que le calcul a été stoppé après une course assez faible (0.6 mm). Nous aurions pu simuler l'arrachement sur une course beaucoup plus importante et faire sortir le câble du contact dans sa totalité. Cependant, un calcul d'arrachement menant au glissement des brins se caractérise par un temps CPU très important. Cette augmentation des temps de calcul est liée aux problématiques de contacts et de frottement caractéristiques de ce type de rupture, notamment par l'augmentation des non linéarités et par l'apparition de termes non nulles dans les matrices du système numérique à résoudre.

En revanche, cette course de 0.6 mm permet de déterminer le niveau d'effort maximum subi par l'assemblage pendant l'arrachement (obtenu en début de sollicitation) et de conclure sur le type de rupture observé. Ces deux informations sont importantes pour les industriels qui souhaitent atteindre le niveau de performance maximal. La Figure 3-35 rassemble deux visuels de la répartition des contraintes de von Mises en début et en fin de simulation d'arrachement. Outre le détorsadage du câble, pour lui permettre de glisser dans le contact, un "laminage" progressif des brins est observé. L'ensemble de ces phénomènes s'observe également expérimentalement, comme le montre la Figure 3-36.

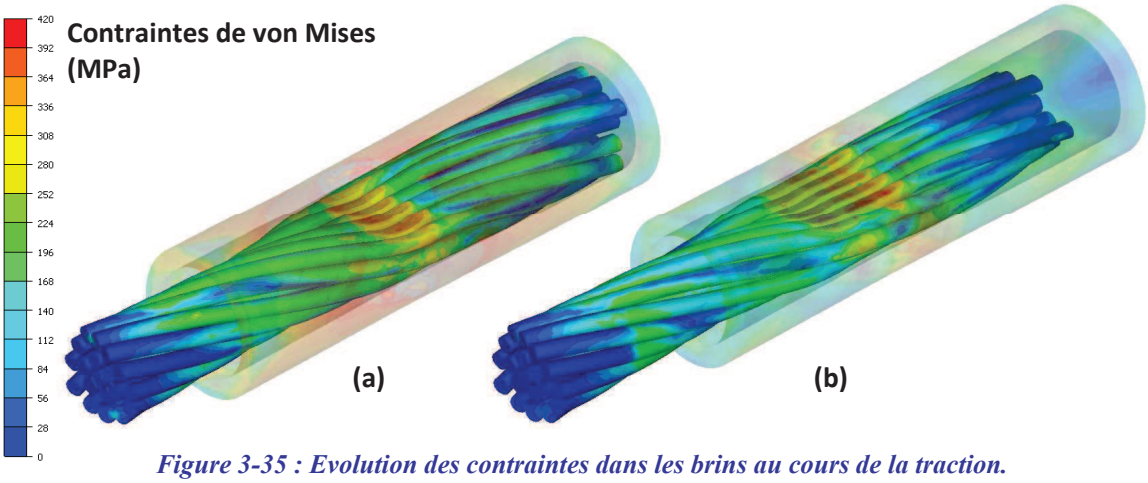


Figure 3-35 : Evolution des contraintes dans les brins au cours de la traction.

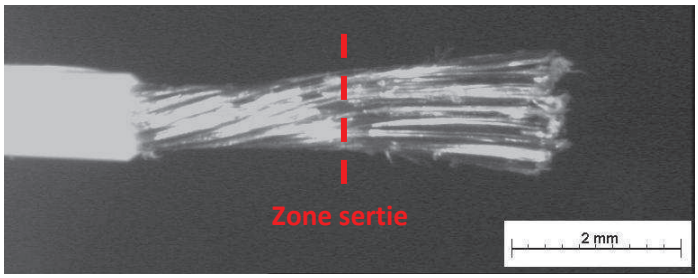


Figure 3-36 : Mise en évidence du détorsadage des brins après traction du contact serti.

Pour valider ce modèle numérique, la comparaison aux données expérimentales d'arrachement a été faite. La machine de traction/compression Zwick a été utilisée pour réaliser 5 essais de traction de contact M sertis sur câble Cu22. Un capteur d'effort de 2000N a été positionné sur le dispositif. En revanche, la faible dimension de nos échantillons n'a pas permis de placer les extensomètres pour obtenir une valeur fiable de déplacement. Une attention particulière a été portée à la fixation des échantillons, pour que les mors mécaniques enserrent le contact et le câble au plus près l'un de l'autre et limitent les glissements potentiels. Cette approche, illustrée grâce à la Figure 3-37, a permis de se placer dans les conditions les plus proches possibles du modèle numérique. Pour fixer l'échantillon, des mors mécaniques ont été utilisés, et nous avons veillé à ce qu'il n'y ait aucun glissement aux niveaux des points de fixation. En définitive, un cédage hypothétique de la machine de compression n'est pas problématique dans cet essai. L'objectif est uniquement de valider l'effort maximal de tenue et le mécanisme de rupture associé. Ces deux observables ne sont pas impactés par la compliance du bâti.

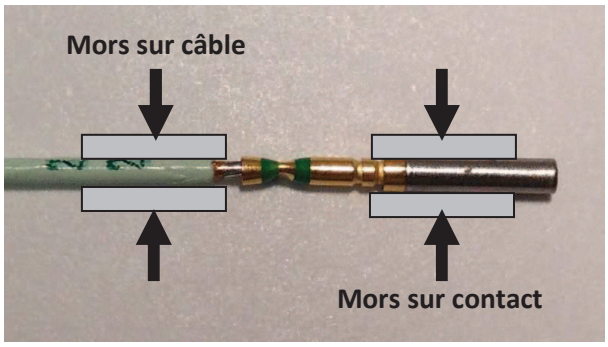


Figure 3-37 : Zones de fixation des mors mécaniques sur l'échantillon pour les essais d'arrachement.

Sur le graphique de la Figure 3-38 ont été superposées les cinq courbes expérimentales issues de cinq arrachements et la courbe simulée correspondant à la même configuration. Une moyenne expérimentale n'a pas pu être calculée car chaque essai d'arrachement, de part l'arrangement différent des brins en fin de sertissage, aboutit à une courbe d'effort différente.

L'effort maximal d'arrachement de cette configuration oscille entre 17N et 24N. La simulation prédit quant à elle un effort de 20N. Sur les courbes expérimentales, les oscillations et plateaux d'efforts sont caractéristiques du mécanisme de glissement des brins dans le contact. Ce glissement se décompose en phases de relâchement de l'effort et en phases de reprise de la tenue au fur et à mesure de l'extraction des brins.

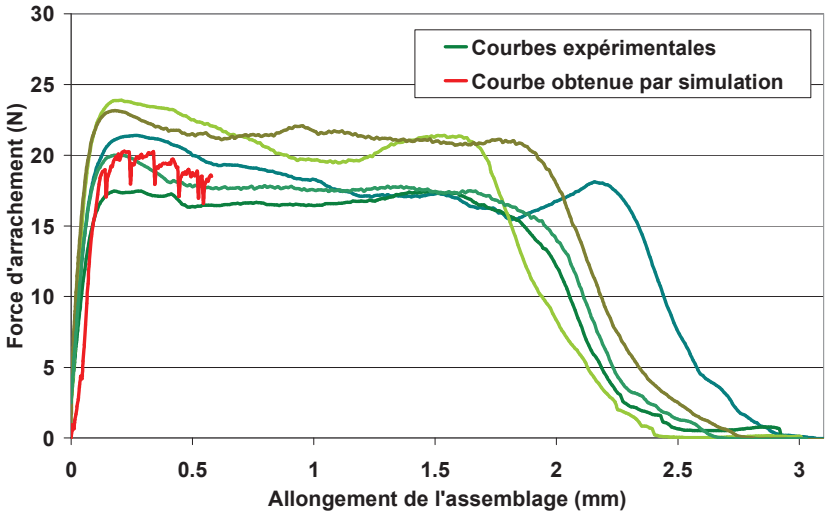


Figure 3-38 : Courbes d'efforts d'arrachement de contact sertis par "Sertissage CEMEF" sur 0.6 mm.

La concordance des résultats de simulation et des résultats expérimentaux du procédé de "Sertissage CEMEF" et d'arrachement de contact sertis permet de valider les valeurs des paramètres rhéologiques pour les brins de câble Cu22 et le contact M. Les méthodes de détermination des paramètres des autres contacts et brins de l'étude étant similaires, nous considérons que l'ensemble des paramètres rhéologiques de notre étude est convenablement déterminé.

3.5. Conclusion du chapitre :

Dans ce chapitre, on a présenté le travail d'analyse des données expérimentales en vue de la caractérisation des lois de comportement des différents échantillons de l'étude.

L'étude directe avec Excel des courbes issues des essais de traction a abouti à l'identification des jeux de paramètres pour les différents brins des technologies cuivre et aluminium. En revanche, cette étude n'a pas tenu compte de la détermination des modules d'Young car l'analyse s'est faite sur les déformations plastiques de la matière.

L'analyse inverse d'essais non normalisés a fait l'objet d'une partie importante de ce chapitre. Tous les paramètres rhéologiques des échantillons ayant été sollicités par le dispositif de micro compression ou par le dispositif de "Sertissage CEMEF" sont issus d'analyses inverses.

Les essais de micro compression de brins ont permis de valider les paramètres déterminés par le biais des essais de traction. Une sous-évaluation des valeurs de consistance est à noter. Les hypothèses quant à l'origine de cette sous-évaluation sont multiples : problème de cédage machine, anisotropie des brins, traitement des données expérimentales excessivement "Opérateur dépendant". Les simulations de sertissage permettront de déterminer si les deux types de rhéologies (traction et compression) sont valides ou non.

Concernant l'étude des contacts, les essais sur machine de micro compression ont permis de remonter aux paramètres rhéologiques de contacts mâles standards, femelles standards et femelles ayant subi des traitements thermiques insuffisamment ou excessivement long. Ces paramètres rhéologiques, utilisés dans différentes simulations de sertissage, permettront de vérifier l'impact du traitement thermique sur les relevés d'efforts. Malheureusement, cette série d'essais a également conforté l'hypothèse d'un cédage excessif de ce moyen d'essai. La détermination de valeurs de module d'Young très inférieures aux données de la littérature et l'analyse de relevés de compression sur échantillons considérés infiniment rigides (cf. Chapitre 2) ont engendré la recherche d'un nouveau dispositif d'essai, dont la rigidité serait accrue.

Les essais de type "Sertissage CEMEF" ont permis de pallier les incertitudes liées au cédage machine. Ce dispositif, conçu et fabriqué au CEMEF, sollicite la matière de manière proche d'un bi poinçonnement ou un sertissage deux points classique. Cinq types de contacts (trois mâles et deux femelles) ont été étudiés, dans l'optique de vérifier l'impact d'un changement de lot (mâles) ou d'un changement de fournisseur (femelles) sur les efforts de sertissage. Les résultats d'analyse inverse ont conclu en faveur d'une amélioration significative de la rigidité du dispositif.

La dernière partie de ce chapitre a présenté la méthode employée pour valider nos paramètres rhéologiques. Cette méthode fait intervenir le dispositif de "Sertissage CEMEF", qui a été converti en pince à sertir automatique. L'acquisition expérimentale d'efforts de sertissage d'un contact mâle sur un câble Cu22 a ensuite été comparée à une courbe d'efforts de sertissage CEMEF simulée avec les paramètres préalablement déterminés. La correspondance entre efforts simulés et efforts expérimentaux, ajoutée à la vérification de la tenue mécanique de l'assemblage, a permis de conclure à la bonne détermination des paramètres.

Chapitre 4 : Simulations numériques du procédé de sertissage électrique aéronautique :

4.1. Introduction du chapitre : 97
4.2. Résolution d'un problème mécanique sous Forge3® : 97
4.2.1. Formulation continue du problème : 98
4.2.1.1. Définition lagrangienne du mouvement : 98
4.2.1.2. Equations de conservation : 99
4.2.1.3. Définition des conditions aux limites : 100
4.2.1.4. Loi de comportement des matériaux : 102
4.2.1.5. Le problème mécanique à résoudre : 106
4.2.2. Discrétisation du problème mécanique : 106
4.2.2.1. Formulation faible d'un problème continu : 106
4.2.2.2. Discrétisation de l'espace : 106
4.3. Etude des premières hypothèses de modélisation : 108
4.3.1. Modèle 2D du procédé de sertissage électrique : 108
4.3.1.1. Présentation du modèle étudié : 108
4.3.1.2. Conclusion sur l'étude du modèle 2D : 109
4.3.2. Etude en 3D du procédé de sertissage électrique : 110
4.3.2.1. Influence des plans de symétries : 110
4.3.2.2. Influence du frottement entre les brins : 111
4.3.2.3. Influence de la prise en compte du pas de torsadage : 113
4.3.3. Conclusion sur les différents modèles analysés : 115
4.4. Modèles de sertissage de la "Technologie cuivre" : 116
4.4.1. Détermination des géométries : 116
4.4.1.1. Géométrie des contacts : 116
4.4.1.2. Géométrie des brins : 117
4.4.1.3. Géométrie des mors : 117
4.4.2. Paramétrage du déplacement des outils : 118
4.4.2.1. La théorie de la profondeur d'indentation : 118
4.4.2.2. La pratique et ses désillusions : 119
4.4.2.3. Détermination de la profondeur d'indentation réelle : 121
4.4.2.4. Conclusion sur le pilotage du déplacement des outils : 125
4.4.3. Caractérisation des coefficients de frottement : 126
4.5. Modèles de sertissage de la "Technologie aluminium" : 127
4.5.1. Détermination des géométries : 127
4.5.2. Paramétrage du déplacement des outils : 128
4.5.2.1. Présentation des deux types de sertissages : 128
4.5.2.2. Problématique de la profondeur d'indentation : 129
4.5.3. Caractérisation des coefficients de frottement : 130
4.6. Discussions liées aux modèles numériques de sertissage : 131
4.6.1. Résultats des simulations de référence de sertissage de la "Technologie cuivre" : 131
4.6.1.1. Visuels des simulations de références de la "technologie cuivre" : 131
4.6.1.2. Résultats des simulations de références de la "technologie cuivre" : 132
4.6.1.3. Courbes d'efforts de sertissage de référence : 134
4.6.1.4. Comparaison des profils de coupes expérimentaux et simulés : 136
4.6.2. Résultats de la simulation de sertissage de la "Technologie aluminium" : 137
4.6.3. Non prise en contact de l'endommagement ductile de la matière : 138
4.7. Conclusion du chapitre : 141

4.1. Introduction du chapitre :

Après une étude expérimentale et numérique conséquente, menée dans le but de déterminer les paramètres rhéologiques des matériaux des différents échantillons, ce chapitre va permettre de rentrer dans le cœur des travaux de simulation numérique du procédé de sertissage. Après un rappel détaillé des formules de la mécanique des milieux continus et du calcul par éléments finis utilisés dans le logiciel Forge®, la méthode de mise au point des simulations de sertissage sera présentée. Les modèles des deux technologies de sertissage (technologie cuivre et technologie aluminium) seront présentés successivement. On présentera la démarche utilisée pour mettre au point les modèles, les géométries des maillages et l'étude de la cinématique des mors.

Enfin, nous débuterons une discussion détaillée sur les résultats des simulations de sertissage de référence pour les technologies cuivre et aluminium. La validation des résultats sera faite par comparaison avec des données expérimentales. La non prise en compte d'un critère d'endommagement dans nos modèles sera finalement justifiée.

4.2. Résolution d'un problème mécanique sous Forge3® :

Ce paragraphe présente les équations mécaniques sur lesquelles est basée la modélisation numérique d'un problème de mise en forme, à travers le logiciel de calcul par éléments finis Forge3®. Ce logiciel a été développé au CEMEF depuis les années 80. Il est dédié à la simulation de procédés de forgeage, et plus généralement de mise en forme des métaux. Sa formulation est basée sur une approche lagrangienne réactualisée [LEM09] et ses principales caractéristiques sont les suivantes :

- un logiciel dédié à la simulation 2D axisymétrique ou en déformations planes.

- un logiciel dédié à la simulation de problèmes 3D.

- le recours à une formulation éléments finis mixte vitesse/pression.

- des éléments finis de type P1+/P1 avec un terme bulle pour vérifier les conditions d'instabilité du schéma.

- la gestion des grandes déformations par l'utilisation d'un remailleur 2D ou 3D automatique.

- la gestion possible de différents corps déformables en interactions.

- la parallélisation des calculs en 3D par l'utilisation d'une librairie MPI efficace.

La première partie de ce paragraphe est dédiée à la présentation des modèles mathématiques utilisés dans les simulations de mise en forme. Ensuite, les principales équations du calcul par éléments finis sont présentées. Une description des méthodes de résolution utilisées dans Forge3® est faite.

Les références bibliographiques sur la thématique de la mécanique et des éléments finies sont nombreuses. Il existe des ouvrages de référence en mécanique des milieux continus ([GRE68], [GER95], [LEM96], [MAR83], [OGD84]) et des chapitres dans les ouvrages consacrés à la méthode des éléments finis ([BAT96], [BAT90a], [BAT90b], [BEL00], [BON97], [CRI91], [ZIE00]). Il existe aussi beaucoup d'articles, de cours et de rapports sur ces sujets. L'objectif de cette partie est de rappeler les formules et principes de base pour la résolution d'un problème mécanique sous Forge®.

4.2.1. Formulation continue du problème :

Dans le cadre de la mise en forme par déformations plastiques, deux types d'objets sont utilisés : les corps non-déformables (outils) et les corps déformables. Chaque corps déformable est assimilé à un domaine fini $\Omega \subset \Re^3$ dont les limites sont $\partial\Omega \subset \Re^2$. Son comportement est régi par les principes fondamentaux de la mécanique des milieux continus. Après avoir introduit le formalisme décrivant le mouvement d'un point $\vec{x}$ de Ω, les équations de conservation relatives à l'équilibre mécanique sont développées avec les conditions aux limites associées. Le problème mécanique est résolu en utilisant une formulation mixte d'éléments finis combinant vitesse et pression comme variables principales.

4.2.1.1. Définition lagrangienne du mouvement :

La résolution d'un problème mécanique requiert l'introduction d'un formalisme décrivant le mouvement du solide. Il existe deux formalismes principaux. L'approche lagrangienne consiste à suivre l'évolution de chaque point de la matière au cours du temps, tandis que l'approche eulérienne consiste à se positionner en un point de l'espace et à constater le déplacement des points de matière. Forge3® utilise un formalisme lagrangien actualisé, signifiant que la configuration est mise à jour à chaque incrément de temps.

Comme décrit sur la Figure 4-1, le solide occupe à l'instant t=0 un volume noté Ω_0. Après déformation durant un temps t, le solide occupe un volume Ω_t.

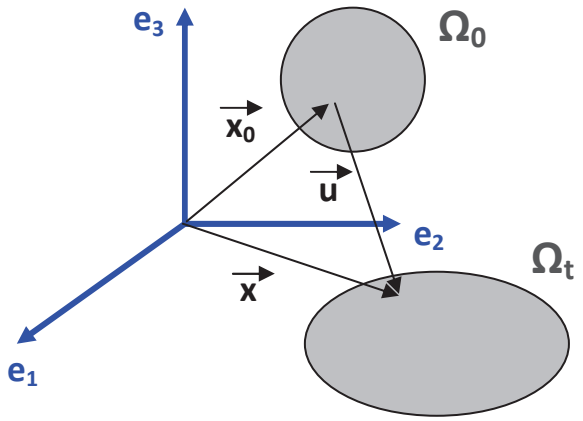


Figure 4-1 : Définition lagrangienne du mouvement.

Pour suivre le déplacement d'un point de matière du solide, il existe une fonction ϕ, qui est une bijection de Ω_0 dans Ω_t à chaque instant t. Le vecteur position $\vec{x}$ de chaque point de Ω_t à un instant t, est donné par :

$$\vec{x} = \phi(\vec{x}_0, t) \qquad (4\text{-}1)$$

La fonction ϕ définit la position à l'instant t d'un point de matière de coordonnées initiales $\vec{x}_0$. Cette description est appelée définition lagrangienne du mouvement, et il est possible d'introduire le champ de déplacement Lagrangien $\vec{u}$ défini par :

$$\vec{x}(\vec{x}_0, t) = \vec{x}_0 + \vec{u}(\vec{x}_0, t) \tag{4-2}$$

La définition du mouvement est complète une fois que l'état initial et final d'un point de matière est connu. Le logiciel Forge3® est basé sur une définition de type Lagrangienne réactualisée. Le déplacement est déterminé à partir de la position au pas de temps précédent et non au domaine à t=0. A chaque intervalle de temps, le mouvement est défini par une fonction ϕ^t analogue à l'équation (4-1) :

$$\vec{x}_{t+\Delta t} = \phi^t(\vec{x}_t, t + \Delta t) \tag{4-3}$$

Le pas de temps Δt de discrétisation est choisi suffisamment petit pour faire l'hypothèse des petites déformations (entre 0.1% et 1% de déformation à chaque incrément). Sous cette hypothèse, les tenseurs des vitesses de déformations $\underline{\dot{\varepsilon}}$ et des déformations $\underline{\varepsilon}$ peuvent s'écrire :

$$\underline{\dot{\varepsilon}} = \frac{1}{2}\left(\vec{\nabla}(\frac{\partial \vec{u}}{\partial t}) + (\vec{\nabla}(\frac{\partial \vec{u}}{\partial t}))^T\right) \quad , \quad \underline{\varepsilon} = \frac{1}{2}\left(\vec{\nabla}\vec{u} + (\vec{\nabla}\vec{u})^T\right) \tag{4-4}$$

4.2.1.2. Equations de conservation :

L'état d'équilibre d'un corps déformable est gouverné à chaque instant par les équations de conservation de la mécanique. La première est l'équation de l'équilibre dynamique, exprimée localement sur le domaine Ω :

$$div(\underline{\sigma}) + \rho(\vec{\omega} - \vec{\gamma}) = 0 \tag{4-5}$$

Dans cette équation, ρ est la masse volumique de la matière, $\underline{\sigma}$ est le tenseur des contraintes de Cauchy, $\vec{\omega}$ est le vecteur de la force de gravité et $\vec{\gamma}$ est le vecteur accélération. Les termes directement liés à l'inertie du système sont supposés négligeables en comparaison des efforts de mise en forme ou d'assemblage [FAY08]. Les effets dynamiques sont également négligés pendant l'assemblage et l'arrachement. Il faudrait en tenir compte si l'étude portait sur les sollicitations rapides de type choc [MAG06]. L'équation (4-5) se résume donc à l'expression :

$$div(\underline{\sigma}) = 0 \tag{4-6}$$

A cette équation d'équilibre, d'autres relations sont ajoutées pour définir complètement le problème mécanique. On peut notamment parler de la loi de comportement du matériau, qui relie le tenseur des contraintes $\underline{\sigma}$ au tenseur des déformations $\underline{\varepsilon}$. La détermination des paramètres décrivant ces lois a fait l'objet du chapitre 3. L'intégration numérique sera discutée dans la suite du chapitre. Le second facteur à intégrer est l'incompressibilité de la matière. La conservation de la masse d'une loi élastoplastique intègre l'incompressibilité plastique et la compressibilité élastique dans les équations.

$$div(\vec{v}) + \frac{\dot{P}}{\chi} = 0 \tag{4-7}$$

où $\dot{P}$ est la pression hydrostatique responsable de la compression de la matière et χ est le coefficient de compressibilité élastique directement lié à la valeur du module d'Young E et du coefficient de Poisson ν :

$$\chi = \frac{E}{3(1-2\nu)} \tag{4-8}$$

Dans le cadre des petites déformations, le tenseur du taux de déformation peut se diviser en une partie élastique et une partie plastique :

$$\underline{\dot{\varepsilon}} = \underline{\dot{\varepsilon}}^{e} + \underline{\dot{\varepsilon}}^{p} \tag{4-9}$$

En combinant les équations (4-6) et (4-7), le système à résoudre devient :

$$\begin{cases} div(\underline{\sigma}) = 0 \\ tr(\underline{\dot{\varepsilon}}) + \dfrac{\dot{P}}{\chi} = 0 \end{cases} \tag{4-10}$$

Les équations peuvent maintenant s'exprimer en fonction des deux inconnues de notre problème mécanique : la vitesse $\vec{v}$ et la pression P

$$\begin{cases} div(\underline{s}(\vec{v})) - \nabla P = 0 \\ tr(\underline{\dot{\varepsilon}}(\vec{v})) + \dfrac{\dot{P}}{\chi} = 0 \end{cases} \tag{4-11}$$

où $\underline{s}$ est la partie déviatorique du tenseur des contraintes de Cauchy.

4.2.1.3. Définition des conditions aux limites :

Les conditions limites sont appliquées aux frontières du domaine et gouvernent l'état d'équilibre du solide. La frontière $\partial\Omega$ se décompose en quatre parties, décrites à la Figure 4-2. Elle peut s'écrire de la manière suivante :

$$\partial\Omega = \partial\Omega_{l} \cup \partial\Omega_{T} \cup \partial\Omega_{v} \cup \partial\Omega_{c} \tag{4-12}$$

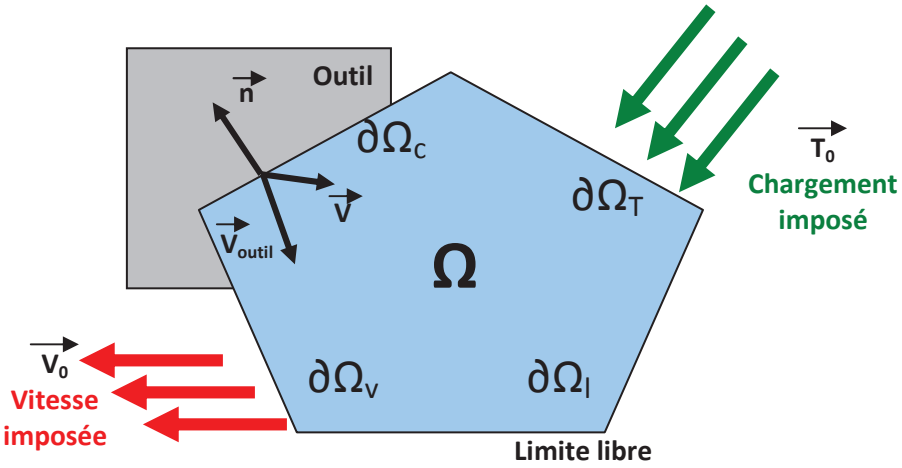


Figure 4-2 : Prise en compte des conditions limites dans Forge3®.

Chaque partie de la surface est associée à un type de condition limite différent :

• Condition aux limites libre ($\partial\Omega_l$) :

$$\underline{\sigma}.\vec{n} = 0 \text{ sur } \partial\Omega_l \qquad (4\text{-}13)$$

avec $\vec{n}$ le vecteur normal à la surface de l'objet, orienté vers l'extérieur.

• Condition de vitesse imposé ($\partial\Omega_v$) :

$$\vec{v} = \vec{v}_0 \text{ sur } \partial\Omega_v \qquad (4\text{-}14)$$

avec $\vec{v}_0$ la vitesse imposée à la surface du solide. Cette condition ne sera pas utilisée pour la modélisation du sertissage.

• Condition de contrainte imposé ($\partial\Omega_T$) :

$$\underline{\sigma}.\vec{n} = \vec{T} \text{ sur } \partial\Omega_T \qquad (4\text{-}15)$$

avec $\vec{T}$ la contrainte normale imposée.

• Condition de contact ($\partial\Omega_c$) :

Dans notre cas, cette condition intervient entre les différents solides et les outils, mais également entre les différents corps déformables entre eux. Cette condition est indispensable en mise en forme et peut être divisée en deux concepts distincts : le contact et le frottement que l'on détaillera ici pour le cas d'un contact avec un corps rigide.

- Pour exprimer la condition de contact, il est nécessaire d'introduire le terme de pression de contact σ_n défini par la projection du vecteur contrainte sur la normale à la surface de l'outil, vers l'extérieur :

$$\sigma_n = (\underline{\sigma}.\vec{n}).\vec{n} \tag{4-16}$$

Le contact unilatéral décrivant la non pénétration de la matière dans les outils et la possibilité d'un point de la surface à quitter le contact est exprimé par les conditions de Signorini :

$$\begin{cases} (\vec{v} - \vec{v}_{outil}).\vec{n} \leq 0 \\ \sigma_n \leq 0 \qquad \text{sur } \partial\Omega_c \\ \sigma_n (\vec{v} - \vec{v}_{outil}).\vec{n} = 0 \end{cases} \tag{4-17}$$

Dans cette expression, $\vec{v}_{outil}$ est la vitesse de l'outil et $\partial\Omega_c$ est la limite du domaine Ω sur lequel s'applique la condition de contact unilatéral. Ces équations décrivent une condition de non pénétration. Si σ_n est égal à 0, alors il n'y a pas de pression de contact et le solide et l'outil peuvent avoir des vitesses différentes. Dans le cas où le contact est établi, la vitesse normale du solide au point de contact devient égale à celle de l'outil. La pression de contact n'est plus nulle. Pour davantage de précision sur la condition de contact unilatéral et ses trois inégalités (conditions de Signorini), le lecteur pourra par exemple se référer à la thèse de Magnain [MAG06].

- La composante tangentielle du frottement est décrite par la loi de frottement et définie par la relation entre la cission de frottement $\vec{\tau}$ définie en 4-18, la pression et la vitesse relative en fonction de la loi utilisée :

$$\vec{\tau} = \underline{\sigma}.\vec{n} - \sigma_n.\vec{n} \tag{4-18}$$

La loi de frottement permet de modéliser le frottement à l'interface entre deux corps quand un mouvement de glissement relatif intervient. Dans le logiciel Forge3®, différentes lois de frottements sont disponibles pour modéliser le frottement avec les outils de mises en forme. Le frottement de type Coulomb limité Tresca est le plus couramment utilisé dans les simulations de mise en forme à froid. Ce comportement se décrit de la manière suivante :

$$\vec{\tau} = -\mu.\sigma_n \frac{\Delta V_g}{\|\Delta V_g\|} \text{ si } |\mu.\sigma_n| < \frac{\sigma_0}{\sqrt{3}} \text{ et } \vec{\tau} = -\overline{m}.\frac{\sigma_0}{\sqrt{3}} \frac{\Delta V_g}{\|\Delta V_g\|} \text{ si } |\mu.\sigma_n| \geq \overline{m}\frac{\sigma_0}{\sqrt{3}} \tag{4-19}$$

où ΔV_g est la vitesse relative de glissement entre les deux corps. Avec cette relation, le frottement lié à la contrainte de cisaillement est égal à la contrainte normale multipliée par le coefficient de frottement de Coulomb μ ou à une fraction de la contrainte de cisaillement maximale applicable à la matière. L'ensemble de ces principes peut s'appliquer à des cas de contacts multi domaines, comme on peut l'avoir dans la simulation numérique du sertissage.

Pour plus de détails sur les techniques de gestion de contact dans Forge3®, le lecteur pourra se référer aux travaux de Fourment [FOU99] et Mocellin [MOC99] ou [MOC01].

4.2.1.4. Loi de comportement des matériaux :

Une loi de comportement relie généralement le tenseur des contraintes $\underline{\sigma}$, le tenseur des déformations $\underline{\varepsilon}$, le tenseur des vitesses de déformation $\underline{\dot{\varepsilon}}$ et la température $T°$:

$$\underline{\sigma} = \underline{\sigma}(\varepsilon, \dot{\underline{\varepsilon}}, T°) \tag{4-20}$$

Le tenseur des contraintes peut se décomposer en une partie déviatorique $\underline{s}$ et une partie sphérique :

$$\underline{\sigma} = \underline{s} - P\underline{I} \tag{4-21}$$

$\underline{I}$ est le tenseur unité et P est la pression hydrostatique définie par :

$$P = -\frac{1}{3} tr(\underline{\sigma}) \tag{4-22}$$

La représentation unidimensionnelle de la contrainte et de la déformation sont données par :

• La contrainte équivalente de von Mises [MIS28] :

$$\overline{\sigma} = \sqrt{\frac{3}{2} s : s} \tag{4-23}$$

• Le taux de déformation équivalente :

$$\dot{\overline{\varepsilon}} = \sqrt{\frac{2}{3} \dot{\varepsilon} : \dot{\varepsilon}} \tag{4-24}$$

• La déformation équivalente :

$$\overline{\varepsilon} = \int_0^{temps} \dot{\overline{\varepsilon}} dt \tag{4-25}$$

En fonction des conditions de chargement du procédé, différentes lois de comportement peuvent être considérées. Pour des procédés de mise en forme à chaud, la déformation élastique est souvent négligée et le comportement du matériau est modélisé par une loi viscoplastique. Dans l'étude d'un procédé de mise en forme à froid, comme le sertissage électrique, on ne peut pas négliger le domaine élastique des déformations. Par contre, on peut négliger l'influence de la vitesse de déformations. Une loi de type élastoplastique sera donc à considérer.

Comportement élastique de la matière :

Le domaine élastique est caractérisé par un comportement linéaire et réversible. La loi de Hooke permet de modéliser le comportement linéaire élastique et isotrope de la matière :

$$\frac{\partial_J \underline{\sigma}}{dt} = \underline{\underline{C}} \dot{\underline{\varepsilon}}^e = 2\mu \dot{\underline{\varepsilon}}^e + \lambda^e trace(\dot{\underline{\varepsilon}}^e) \underline{I} \tag{4-26}$$

où μ et λ^e sont les coefficient de Lamé, constants pour les matériaux homogènes :

$$\mu = \frac{E}{2(1+\nu)} \text{ et } \lambda^e = \frac{E\nu}{(1+\nu)(1-2\nu)} \tag{4-27}$$

E est le module d'Young et ν est le coefficient de Poisson. $\underline{\dot{\varepsilon}^e}$ est le tenseur du taux de déformation élastique et $\underline{\underline{C}}$ est le tenseur d'ordre 4 d'élasticité. La dérivée de Jaumann du tenseur des contraintes de l'équation (4-26) est définie comme :

$$\frac{\partial_J \underline{\sigma}}{dt} = \underline{\dot{\sigma}} - \underline{\omega}\underline{\sigma} + \underline{\sigma}\underline{\omega} \tag{4-28}$$

où $\underline{\omega}$ est le tenseur taux de rotation. Quand le procédé implique de faibles rotations des objets, la dérivée simple du tenseur des contraintes de Cauchy $\underline{\dot{\sigma}}$ peut être utilisé dans l'équation (4-26) comme une bonne approximation.

Comportement élastoplastique de la matière :

Le comportement élastoplastique est utilisé pour la simulation de procédés de mise en forme à froid. Il peut être analysé de la manière suivante :

• Lorsque la contrainte équivalente $\underline{\sigma}$ est inférieure à un niveau donné σ_e appelé contrainte d'écoulement ou limite d'élasticité, le matériau suit un comportement purement élastique décrit par la loi de Hooke (4-26).

• Lorsque la contrainte équivalente dépasse le seuil σ_e, la matière commence à se déformer plastiquement.

Le taux de déformation totale peut se décomposer en un terme élastique et en un terme plastique (équation (4-9)). La partie élastique du taux de déformation est calculée par la loi de Hooke. L'additivité est vérifiée pour les métaux, pour qui la déformation élastique est faible devant la déformation plastique. La contrainte seuil σ_e est généralement déterminée par essais de traction.

Le comportement élastoplastique est géré par le modèle de Prandlt-Reuss [GAY95] et est déterminé par le critère isotrope de von Mises. Le critère de plasticité est défini par une surface de charge f qui, pour un écrouissage isotrope, met en jeu le tenseur des contraintes $\underline{\sigma}$ et la contrainte seuil σ_e. Par définition, la surface de charge $f(\underline{\sigma})$ est convexe. Pour des états de contraintes contenus à l'intérieur de cette surface, le comportement est entièrement élastique et suit la loi de Hooke. La surface de charge, définie dans l'espace des contraintes, correspond à la limite entre l'état élastique et l'écoulement plastique. Cette surface s'exprime par :

$$f = \bar{\sigma}(\underline{\sigma}) - \sigma_e \tag{4-29}$$

Pour de plus amples informations sur la définition de la surface de charge et sur le critère de plasticité isotrope de von Mises, le lecteur pourra se référer aux travaux de Fayolle [FAY08] et de Vanegas [VAN11]. Pour synthétiser, les discussions de ce dernier, les comportements élastique et plastique diffèrent par le fait que :

$f(\underline{\sigma},\sigma_0) \le 0$ caractérise le comportement élastique, (4-30)
$f(\underline{\sigma},\sigma_0) = 0$ caractérise le comportement plastique,

La plasticité apparaît quand :

$$\frac{2}{3}\sigma_0^2 = trace(s^2) = s:s \tag{4-31}$$

En utilisant la définition de la contrainte équivalente donnée en (4-23), l'équation (4-31) devient;

$$\overline{\sigma} = \sigma_0 \tag{4-32}$$

La fonction seuil f s'écrit finalement sous la forme simple :

$$f = \overline{\sigma} - \sigma_0 \tag{4-33}$$

Le modèle de Prandlt-Reuss permet de déterminer la direction et l'intensité de la déformation plastique. L'équation (4-34) signifie que la déformation plastique apparaît dans la direction normale à la surface seuil, avec une intensité donnée par le scalaire $\dot{\lambda}$ (multiplicateur plastique) :

$$\underline{\dot{\varepsilon}}^p = \dot{\lambda}\frac{\partial f}{\partial \underline{\sigma}} \tag{4-34}$$

La déformation plastique étant incompressible, on écrit :

$$trace(\underline{\dot{\varepsilon}}^p) = 0 \tag{4-35}$$

L'équation (4-34) devient, dans le cas du critère de von Mises :

$$\underline{\dot{\varepsilon}}^p = \dot{\lambda}\frac{3}{2}\frac{\underline{s}}{\sigma_0} \tag{4-36}$$

et le tenseur du déviatorique des contraintes est donné par :

$$\underline{s} = \frac{2}{3}\sigma_0\frac{\underline{\dot{\varepsilon}}^p}{\dot{\bar{\varepsilon}}^p} \tag{4-37}$$

En résumé, les équations du comportement élastoplastique de la matière sont :

$$\begin{cases} \underline{\dot{\varepsilon}} = \underline{\dot{\varepsilon}}^e + \underline{\dot{\varepsilon}}^p \\ \underline{\dot{\varepsilon}}^e = C^{-1}\underline{\dot{\sigma}} \\ \underline{\dot{\varepsilon}}^p = \dot{\lambda}\dfrac{\partial f}{\partial \underline{\sigma}} \\ f = \overline{\sigma} - \sigma_0 \end{cases} \tag{4-38}$$

4.2.1.5. Le problème mécanique à résoudre :

La formulation forte à résoudre est définie par le système d'équations suivant, qui décompose le tenseur des contraintes $\underline{\sigma}$ en ses parties sphériques et déviatoriques :

$$\begin{cases} div(\underline{\sigma}) = div(s(\vec{v})) - \nabla P = 0 & \text{sur} \quad \Omega \\ div(\vec{v}) + \dfrac{\dot{P}}{\chi} = 0 & \text{sur} \quad \Omega \\ (\vec{v} - \vec{v}_{outil}).\vec{n} \le 0 & \text{sur} \quad \partial\,\Omega_c \\ \vec{\tau} = -\mu\sigma_n \dfrac{\Delta V_g}{\left\|\Delta V_g\right\|} & \text{sur} \quad \partial\,\Omega_c \end{cases} \tag{4-39}$$

4.2.2. Discrétisation du problème mécanique :

4.2.2.1. Formulation faible d'un problème continu :

La formulation forte est transformée en formulation faible en multipliant les deux premières équations par les fonctions test $\vec{v}^*$ et P^* et en intégrant. En utilisant le théorème de Green, le problème revient à trouver $(\vec{v}^*, P^*) \in VxP$ telles que :

$$\begin{cases} \displaystyle\int_\Omega [\underline{s}(\vec{v}) : \underline{\dot{\varepsilon}}(\vec{v}^*)].d\Omega - \int_\Omega P.trace(\underline{\dot{\varepsilon}}(\vec{v}^*)).d\Omega - \int_{\partial\Omega} \vec{T}.\vec{v}^*.ds = 0 \qquad \forall \vec{v}^* \in V \\ \displaystyle\int_\Omega P^*.[trace(\underline{\dot{\varepsilon}}(\vec{v}^*)) + \frac{\dot{P}}{\chi}]d\Omega = 0 \qquad \forall P^* \in P \end{cases} \tag{4-40}$$

où $\vec{T}$ correspond au vecteur des contraintes extérieures appliquées aux limites du domaine Ω.

4.2.2.2. Discrétisation de l'espace :

Après avoir discrétisé le domaine Ω en sous domaines Ω_h composés d'éléments, la méthode des éléments finis établit les fonctions d'interpolation sur chaque élément afin de définir les inconnues $(\vec{v}, P) \in$ VxP du problème. Cette approximation conduit à résoudre le problème de formulation faible dans les sous-espaces de dimension finie $V_h \subset$ V, $P_h \subset$ P. Le problème discrétisé amène à trouver les solutions dans l'espace de dimension finie $(\vec{v}_h, P_h) \in V_h$, $V_h x P_h$

$$\begin{cases} \displaystyle\int_{\Omega_h} [\underline{s}(\vec{v}_h) : \underline{\dot{\varepsilon}}(\vec{v}_h{}^*)].d\Omega_h - \int_{\Omega_h} P_h.trace(\underline{\dot{\varepsilon}}(\vec{v}_h{}^*)).d\Omega_h - \int_{\partial\Omega_h} \vec{T}.\vec{v}_h{}^*.ds_h = 0 \qquad \forall \vec{v}_h{}^* \in V_h \\ \displaystyle\int_{\Omega_h} P_h{}^*.[trace(\underline{\dot{\varepsilon}}(\vec{v}_h{}^*)) + \frac{\dot{P}_h}{\chi}].d\Omega_h = 0 \qquad \forall P_h{}^* \in P_h \end{cases} \tag{4-41}$$

V_h et P_h désignent respectivement les espaces finis des vitesses et des pressions définis sur Ω_h.

Le choix du degré de la fonction d'interpolation des deux variables $\vec{v}_h$ et P_h sur chaque élément est une problématique importante de la formulation mixte vitesse/pression. En effet, l'interpolation de la pression et de la vitesse ne peuvent pas être choisies indépendamment l'une de l'autre.

Par exemple, si le degré d'interpolation de la pression est supérieur à celui de la vitesse, la contrainte imposée sur le champ de vitesse par les équations de conservation de l'équilibre et de la masse est trop importante et peut conduire à une solution erronée. Par conséquent, afin d'éviter ces problèmes de blocage, l'élément fini choisi dans Forge3® est un tétraèdre à interpolation linéaire de la vitesse et de la pression, possédant un degré de liberté sur chacun des quatre nœuds. Toutefois, l'interpolation du champ de vitesse est enrichie avec une composante supplémentaire. Cette composante est appelée "composante bulle" et se caractérise par un degré de liberté supplémentaire au centre de l'élément. Cette procédure permet de satisfaire la condition de compatibilité de Brezzi-Babuska [BAB73], suffisante pour une formulation mixte stable. La "composante bulle" est également linéaire dans chacun des sous tétraèdres formés par le nœud central et trois des autres nœuds de l'élément. La Figure 4-3 permet de visualiser l'élément tétraédrique P1+/P1. Ce type d'élément est utilisé pour discrétiser le domaine. L'avantage important de l'élément tétraédrique est l'intégration aisée des opérations de maillage et remaillage, comme l'a montré Coupez en 1999 et 2000 [COU98], [COU00].

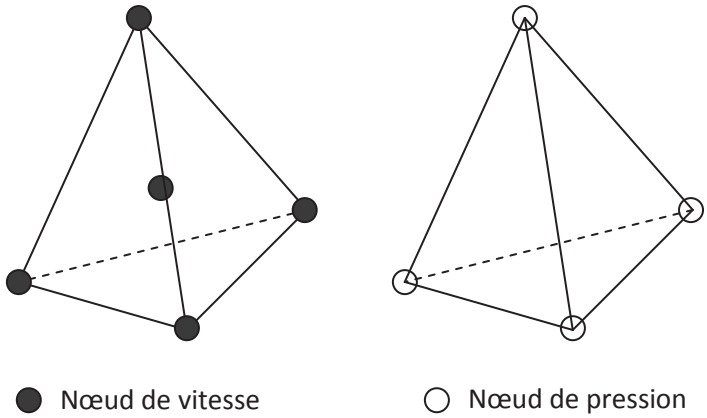


Figure 4-3 : P1+/P1 mini élément.

Pour plus de détails sur la résolution des systèmes non linéaires issus du système présenté ici, le lecteur pourra se référer aux travaux de Perchat [PER00] pour les travaux en 2D et d'Aliaga [ALI00] pour les travaux en 3D.

4.3. Etude des premières hypothèses de modélisation :

Une étude de mastère spécialisé a été réalisée avant les travaux de thèse. Elle avait eu pour objectif de valider la faisabilité du travail de thèse en terme de caractérisation des matériaux et de capacités de calcul du logiciel Forge® sur des modèles numériques de sertissage. Cette étude nous a permis d'analyser l'efficacité d'hypothèses comme la modélisation du problème en 2D, l'usage de plans de symétrie, l'influence des paramètres de frottement ou encore la prise en compte du pas de torsadage des câbles. Cette partie va présenter les principaux résultats numériques obtenus au cours de ces travaux.

4.3.1. Modèle 2D du procédé de sertissage électrique :

4.3.1.1. Présentation du modèle étudié :

Pour réduire les temps de calcul, l'étude du procédé de sertissage a été débutée avec des modèles en 2 dimensions, en utilisant la loi de comportement matériaux du cuivre Cu99,97 de la librairie Forge®. La limitation des temps de résolution a permis de vérifier l'impact de certains paramètres de simulation sur les efforts de sertissage. La Figure 4-4 rassemble deux vues d'un modèle représentant ¼ de contact et les brins associés avant et après sertissage.

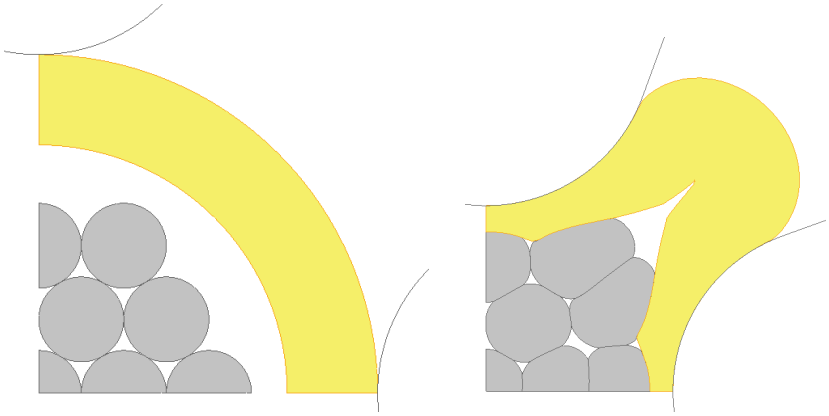


Figure 4-4 : Quart de modèle de sertissage en 2 dimensions.

L'utilisation de plans de symétrie a diminué significativement les temps de calculs (facteur 4 entre les différents modèles). Ce type de modèle a également permis de constater la bonne gestion des interactions et des mouvements de corps rigides par la version commerciale du logiciel Forge2. Le torsadage rendant solidaire les brins entre eux ne peut pas être pris en compte dans un modèle 2D. La mise en contact du contact électrique et des brins aurait pu se traduire par des mouvements amplifiés et non maîtrisés des brins. Les premiers calculs ont montré que ce n'était pas le cas. La conservation du volume des lopins a été analysée. Cette variation reste inférieure à 1,5% du volume initial pour chaque objet entre le début et la fin du sertissage.

L'utilisation d'une condition de contact collant entre les brins peut permettre de modéliser le torsadage des brins. Afin de valider l'impact de cette hypothèse et plus généralement de la condition de contact entre brins, une étude en 2 dimensions a permis de comparer les temps de calcul en fonction du type de frottement utilisé entre les brins. Le Tableau 4-1 rassemble les valeurs des temps de calcul sur 1 processeur pour chaque simulation, ainsi que l'ordre de grandeur du pas de temps moyen choisi par le logiciel.

Type de frottement	Temps CPU	Δt moyen
Bilatéral Collant	39min 51s	$1.5x10^{-3}$ s
Bilatéral Glissant	1h 07min 58s	$6x10^{-4}$ s
Frottement Fort (μ=0.2)	8h 26min 25s	$5x10^{-3}$ s
Frottement Moyen (μ=0.05)	3h 49min 46s	$2.5x10^{-3}$ s

Tableau 4-1 : Temps de calcul et pas de temps moyen.

L'utilisation de contact bilatéral diminue considérablement les temps de calcul. Les mouvements de corps rigides sont restreints, facilitant le bon déroulement du calcul de chaque incrément. Par ailleurs, l'utilisation de frottements forts (μ=0,2) en contact tangentiel engendre une augmentation des non linéarités et ralentit donc la convergence. Magnain [MAG06] avait fait un constat analogue dans le cadre de ses travaux de thèse, en expliquant que le nombre d'itérations effectuées pour la résolution du problème du contact était plus important si le coefficient de frottement était élevé.

4.3.1.2. Conclusion sur l'étude du modèle 2D :

L'étude des efforts de sertissage pour les modèles avec les quatre types d'interactions entre brins ayant été menée, nous avons pu étudier les courbes d'efforts de sertissage associées à chaque simulation. Dans l'ensemble des simulations, le coefficient de frottement entre le contact et les brins a toujours été fixé à 0.1. La Figure 4-5 montre les courbes d'efforts enregistrées au niveau du mors supérieur.

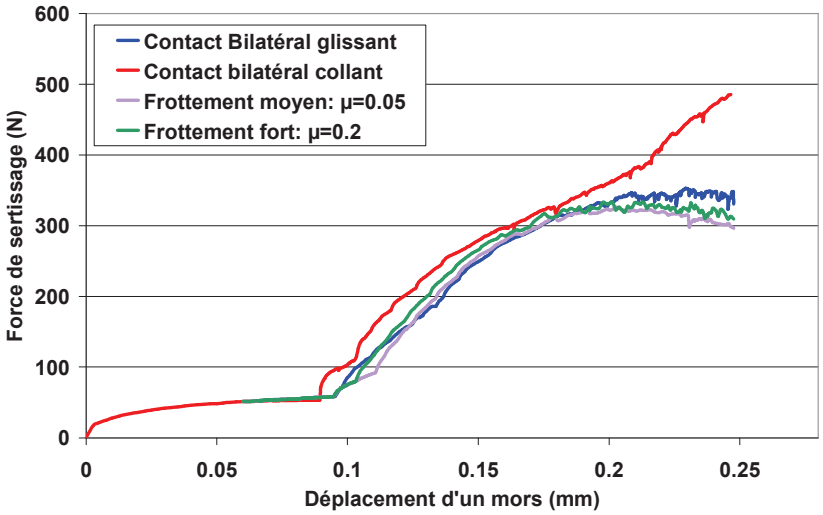


Figure 4-5 : Efforts de sertissage sur un mors en fonction du type de frottement entre les brins.

De nombreuses informations sont observables sur ces courbes. La première partie est commune à tous les modèles, car elle correspond à la sollicitation du contact seul. Ensuite, une augmentation des efforts est observée. Elle est due à l'écrasement des brins à l'intérieur du contact. Bien que ces efforts soient sensiblement identiques pour tous les types de conditions de contacts en début de sertissage, on observe une différenciation notable à partir de 0.18 mm de course du mors. A cet instant, la simulation avec contact collant se caractérise par des efforts toujours croissants, où les

autres modèles prévoient une saturation des valeurs liée à la réorganisation des brins dans le fût pour occuper les zones vides.

Les efforts calculés sont du même ordre de grandeur que ceux trouvés par Lorrière [LOR03] en faisant l'hypothèse des déformations planes, comme l'illustre la Figure 4-6.

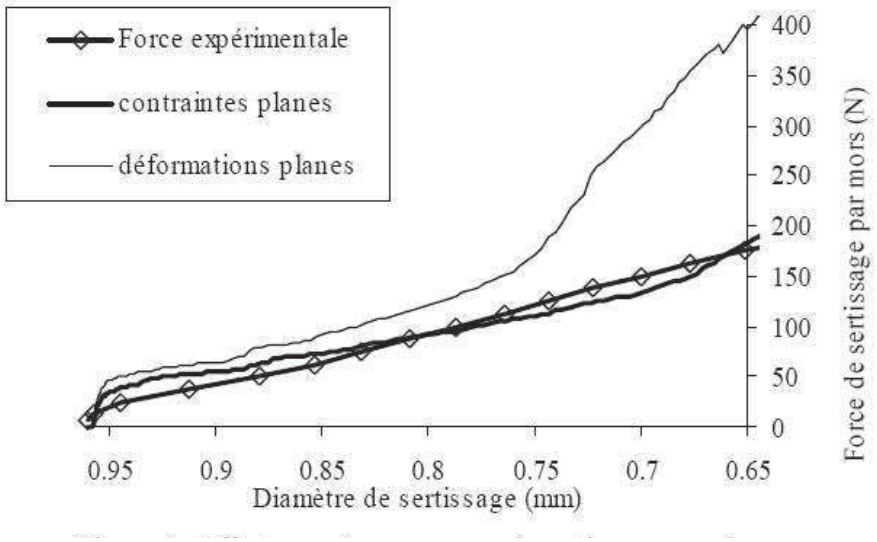


Figure 4-6 : Effort exercé par un mors de sertissage avec les modèles contraintes et déformations planes explicites et effort mesuré expérimentalement [LOR03].

Le logiciel Forge2® fait toujours l'hypothèse des déformations planes. Par conséquent, la prise en considération d'un allongement dans la troisième direction est impossible. Cette hypothèse 2D implique une surestimation des efforts de sertissage comme nous le verrons dans la suite de ce manuscrit et comme le conclut Lorrière [LOR03] dans ses travaux.

Par ailleurs, l'objectif de la thèse est de simuler le sertissage, mais aussi l'arrachement de contacts sertis. Cette simulation d'arrachement faisant intervenir la troisième direction, il est impératif que les modèles de sertissage soient en 3D.

4.3.2. Etude en 3D du procédé de sertissage électrique :

4.3.2.1. Influence des plans de symétries :

La simulation du procédé de sertissage est un travail délicat. La mise en donnée d'un nombre important de corps déformables est susceptible d'engendrer des problèmes de gestion des contacts et de mouvements de corps rigides. De plus, les temps de calcul importants peuvent être contraignants pour l'étude de paramètres tels que la valeur du coefficient de frottement ou l'impact de la rhéologie. Pour s'assurer de la possibilité d'alléger les modèles par l'usage de plans de symétries, trois modèles ont été comparés. La Figure 4-7 présente les aperçus de ces modèles ¼, ½ et 1 qui utilisent respectivement deux plans de symétrie, un plan de symétrie et aucun plan de symétrie.

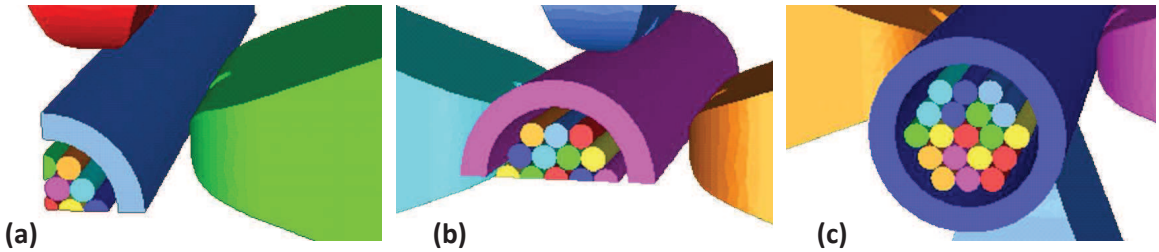


Figure 4-7 : Différents modèles permettant de juger de l'influence des symétries : ¼ (a), ½ (b) et 1 (c).

La superposition des courbes d'efforts obtenues n'a montré aucune différence de résultats entre les trois configurations. L'étude de l'influence du frottement entre brins pourra donc se faire sur un modèle ¼ pour limiter les temps de calculs.

4.3.2.2. Influence du frottement entre les brins :

Le modèle ¼ a été mis en place pour compléter l'étude réalisée en 2D. Dans ce modèle, des brins non torsadés ont été créés pour pouvoir utiliser les conditions de symétrie. L'objectif est d'étudier l'influence du frottement entre les brins sur les relevés d'effort et les temps de calculs. La Figure 4-8 présente l'agencement des différents objets dans ce modèle. Il est constitué de 8 corps déformables (7 brins et 1 contact) et de deux outils rigides (mors).

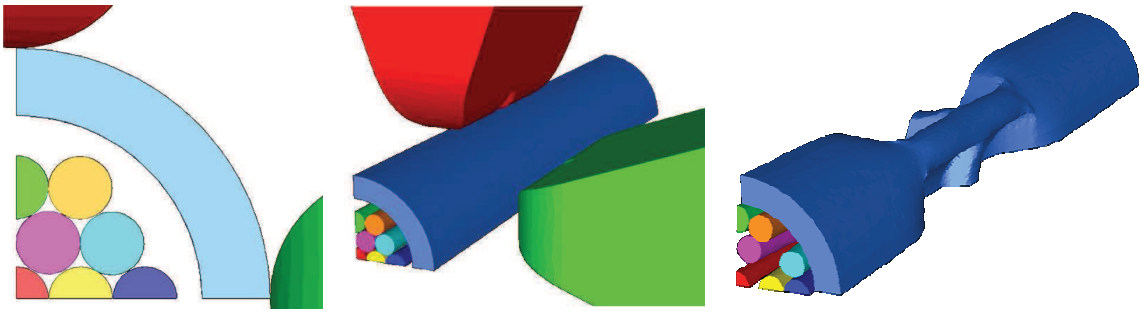


Figure 4-8 Agencement des brins et du contact du modèle ¼.

Les temps de calculs pour les différents types de frottements sont rassemblés dans le Tableau 4-2.

Frottement	Bilatéral collant	Bilatéral glissant	Frottement fort (μ=0.2)	Frottement moyen (μ=0.05)	Frottement faible (μ=0.01)
Temps CPU	14h	17h	29h	27h	25h

Tableau 4-2 Temps de calcul du modèle 1/4 pour différents frottements.

L'utilisation de contact bilatéral (collant ou glissant) diminue considérablement les temps de calcul. Comme dans le cadre des modèles 2D, les mouvements de corps rigides sont restreints, ce qui facilite le bon déroulement du calcul de chaque incrément. Par ailleurs, on remarque que la condition d'unilatéralité du contact, qui autorise le décollement des nœuds, augmente les non linéarités et ralentit donc la convergence. Plus le coefficient de frottement est élevé, plus les temps de calculs sont importants.

Sur le graphique de la Figure 4-9, on superpose les courbes d'efforts obtenues sur le mors haut avec les différents frottements. La courbe d'efforts issue du modèle 2D avec contact bilatéral collant est également tracée. Cela permet de constater la réelle surestimation des efforts en faisant l'hypothèse des déformations planes.

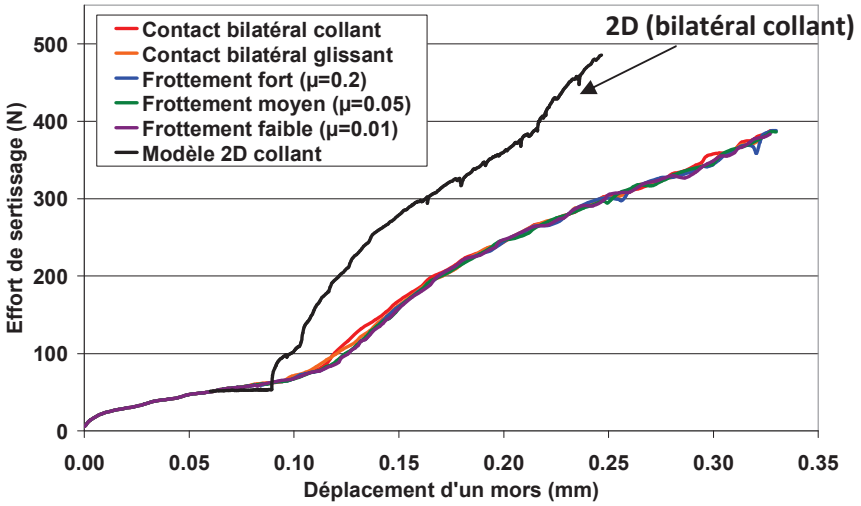


Figure 4-9 Courbes d'efforts de sertissage obtenues sur le mors haut pour différentes conditions de calcul (2D/3D) et de frottement.

A la vue de ces relevés d'efforts, le type de frottement utilisé entre les brins n'a pas d'influence notable sur les efforts de sertissage. Seuls les efforts obtenus avec un contact bilatéral collant sont légèrement supérieurs en cours de sertissage, lorsque les brins commencent à être comprimés. En revanche, il reste à déterminer si le type d'interaction influence l'allure des profils de coupe de contacts sertis dans la zone de profondeur d'indentation maximale. Si ce n'est pas le cas, alors le choix du type de frottement pour la simulation de sertissage se fera principalement pour la réduction des temps de calcul.

On peut supposer qu'avec une condition de contact bilatéral, on observe une meilleure compaction de la matière au cours du sertissage. En effet, les nœuds, une fois en contact, ne peuvent plus se décoller. Le contact bilatéral collant est le plus critique. Cependant, la superposition des profils des contacts « Bilatéral collant » et « Frottement fort » [MOC10], comme sur la Figure 4-10, montre que la forme finale du contact et des brins est très proche. La taille des espaces vides est légèrement impactée par le type de frottement dans ce modèle 1/4. Lorsque le contact est bilatéral collant, l'épaisseur du contact semble également amincie dans la zone entourée en vert. Cependant, on peut supposer que ce phénomène d'amincissement est lié à l'agencement des brins dans le fût imposé par l'utilisation de plans de symétrie.

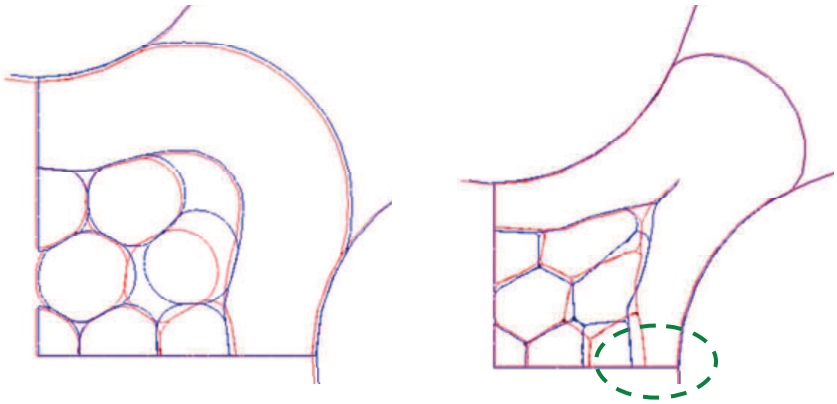


Figure 4-10 Superposition des profils obtenus en bilatéral collant (en rouge) et en frottement fort (en bleu) [MOC10].

D'après ces premiers résultats, le choix du type de frottement entre les brins a peu d'influence sur les allures générales et les ordres de grandeurs des relevés d'efforts. Pour la modélisation du sertissage avec des brins non torsadés, l'utilisation de contact bilatéral collant peut se justifier par la volonté de conserver une certaine cohésion entre les brins, cohésion naturellement obtenue dans la réalité par le torsadage. Cette hypothèse pourra être modifiée pour modéliser le système avec des brins torsadés, afin de se rapprocher davantage de la réalité du système.

4.3.2.3. Influence de la prise en compte du pas de torsadage :

L'utilisation de plans de symétries permet de limiter le nombre de corps déformables et le temps de calcul. Cependant, la modélisation du système dans son intégralité devient indispensable si l'on souhaite modéliser l'aspect torsadé des brins. La question est de savoir si modéliser des brins torsadés est réellement justifié. En première approximation, cette torsion des brins ne devrait pas influencer considérablement les relevés d'efforts. Cependant, on peut estimer qu'elle aura un impact important sur la résistance à l'arrachement. Dans l'optique de valider ou non ces hypothèses, deux modèles ont été comparés : un modèle complet non-torsadé et un modèle complet torsadé. La Figure 4-11 permet de comparer l'agencement des brins dans ces deux modèles. L'objectif de ce chapitre est de vérifier la faisabilité d'une telle simulation et l'efficacité d'une telle solution en terme de temps de calcul.

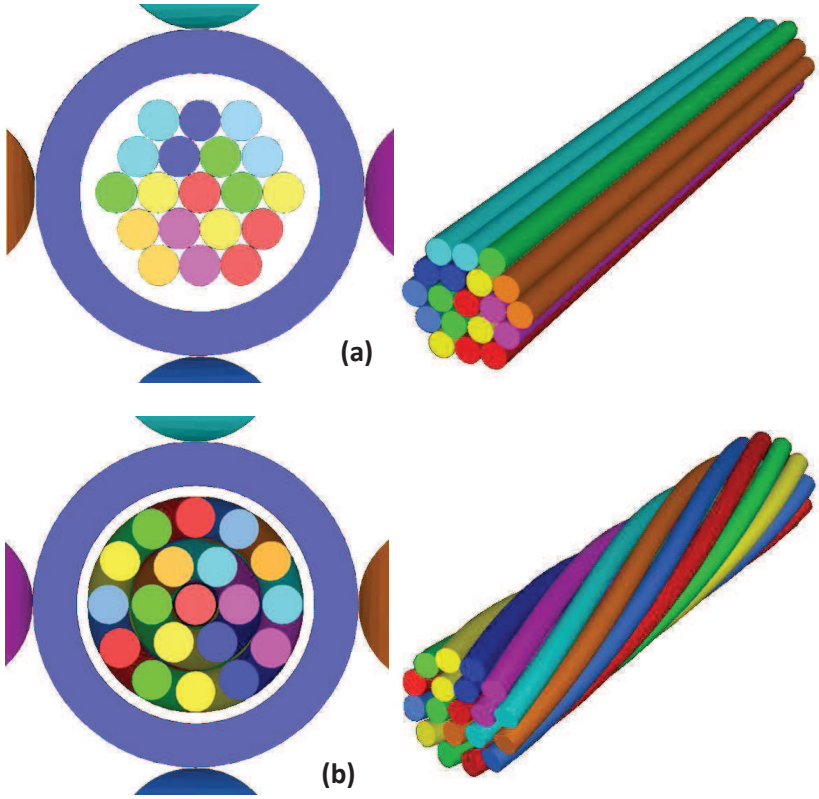


Figure 4-11 : Agencement des brins dans les modèles complet non torsadé (a) et complet torsadé (b).

Dans le Tableau 4-3 sont rassemblés les temps de calcul des modèles non torsadé et torsadé pour deux types d'interactions que sont le bilatéral collant et le frottement fort.

	Modèle complet non-torsadé		Modèle complet torsadé	
Frottement	Bilatéral collant	Frottement fort	Bilatéral collant	Frottement fort
Temps CPU	17h	66h	20h	37h

Tableau 4-3 Temps de calcul des modèles avec ou sans trosadage des brins pour deux types d'interactions entre le brins.

La modélisation de brins torsadés avec un frottement fort a engendré une nette augmentation du temps de calcul par rapport au modèle non torsadé utilisant un contact bilatéral collant. Cependant, le temps CPU du modèle torsadé avec contact fort est plus faible que celui avec brins droits et ce même type de contact. Dans le cas du modèle complet torsadé, la modélisation des brins avec un contact collant ne se justifie donc plus. L'emploi d'un contact de type frottant est préférable pour ne pas contraindre inutilement la matière. La diminution du temps de calcul s'explique par le fait que la torsion des brins entre eux limite les mouvements de corps rigides et les problèmes de convergence durant le calcul.

Le graphique de la Figure 4-12 permet de comparer les efforts relevés sur les quatre mors des modèles avec brins non torsadés et avec brins torsadés, avec un frottement entre les brins (μ= 0.2). Il y a quatre courbes rouges et quatre courbes bleues superposées sur le graphique. Cela permet de constater que les efforts calculés au niveau des mors du modèle tenant compte du torsadage sont réellement harmonisés.

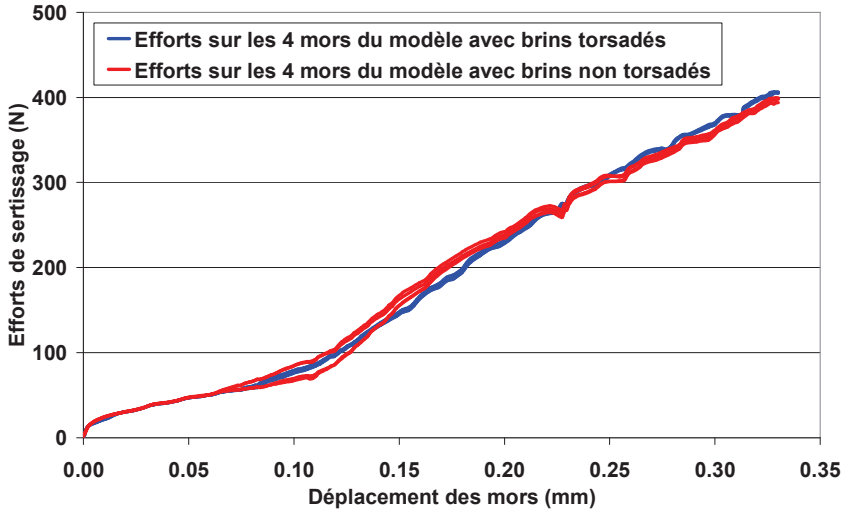


Figure 4-12 : Comparaison des relevés d'efforts issus des modèles avec ou sans torsadage des brins.

Une dispersion des relevés est observée sur les courbes rouges du modèle avec brins droits. Cette dispersion est liée à l'agencement des brins dans le fût. En fonction du mors, la distance à parcourir pour être en contact avec les brins est différente. Ne serait-ce que par la diminution des temps de calcul et par l'harmonisation des efforts de sertissage, l'usage de brins torsadés se justifie donc totalement.

Outre ces deux facteurs, les observations binoculaires d'un contact serti sur câble ont mis en évidence un phénomène important. Les brins engendrent des déformations non négligeables sur la face interne du contact, comme le montre la photographie de la Figure 4-13. Ces empreintes sont également observables en fin de simulation. Elles sont en biais lorsque les brins sont torsadés, et il est prévisible qu'elles permettent de créer des points d'ancrage qui augmentent les efforts nécessaires à l'arrachement. A l'inverse, lorsque les brins sont linéaires (b), les empreintes restent

dans l'axe de traction. Ces empreintes risquent de fausser les valeurs simulées d'efforts nécessaires à l'arrachement.

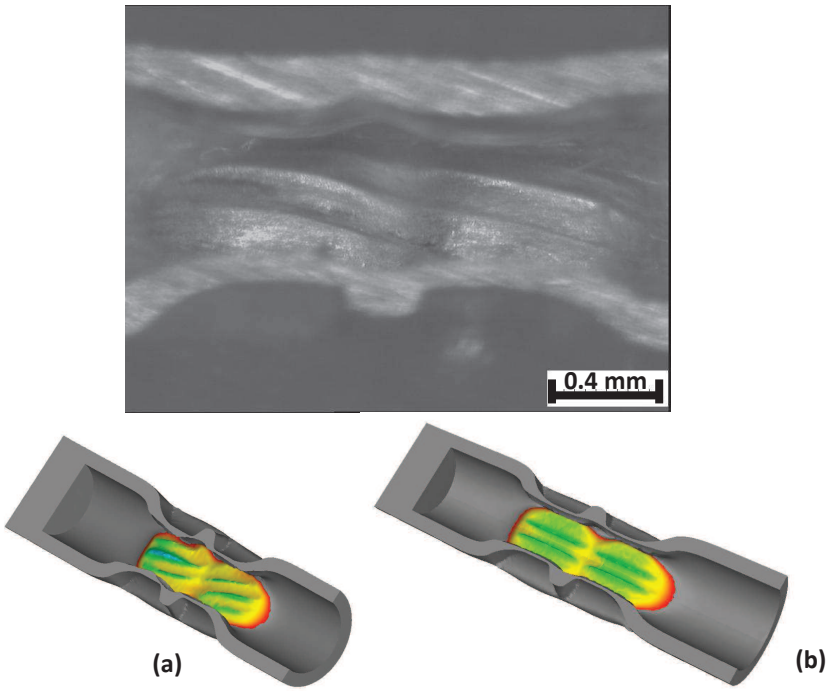


Figure 4-13 : Photographie et simulation des empreintes créées par les brins sur la face interne du contact.

En conclusion, pour simuler correctement le sertissage puis l'arrachement de contacts, la modélisation des brins torsadés est indispensable. Le pas de torsion de notre câble est également susceptible d'influencer les efforts d'arrachement. Il sera nécessaire de vérifier l'impact de ce paramètre dans la suite de ce manuscrit.

4.3.3. Conclusion sur les différents modèles analysés :

La liste suivante synthétise les informations dont il faudra tenir compte pour la mise en données des simulations de sertissage :

- modélisation du pas de torsadage des brins.

- modélisation du système complet, sans utilisation de plans de symétrie.

- interactions de contact entre les brins de type "frottement" (pour modéliser le procédé dans les conditions les plus proches de la réalité) ou bilatéral collant (pour réduire les temps de calcul si nécessaire).

4.4. Modèles de sertissage de la "Technologie cuivre" :

Le chapitre 3 de ce manuscrit a traité de la détermination des paramètres des lois de comportement des matériaux à intégrer à nos simulations. Pour réaliser nos mises en données définitives, il manque un certain nombre d'informations comme la détermination des géométries de nos différents corps déformables, le paramétrage de la cinématique des outils et la synthèse des interactions à mettre en place pour simuler correctement le procédé d'assemblage. Ce paragraphe va présenter les travaux menés dans le but d'obtenir ces différentes informations pour le sertissage de la "technologie cuivre".

4.4.1. Détermination des géométries :

Outre les informations issues des normes de nos partenaires industriels, une campagne d'observation à la binoculaire des différents composants a été réalisée. La plupart des visuels ont été obtenus par enrobage puis polissage de l'échantillon.

4.4.1.1. Géométrie des contacts :

Les Figure 4-14 et Figure 4-15 sont des visuels binoculaires de contacts femelles (notés F dans la suite du manuscrit) et mâles (notés M dans la suite du manuscrit) enrobés, puis polis. Bien que les contacts soient fournis par différents fournisseurs, les dimensions du fût sont similaires et dans les tolérances imposées par les normes ([NOR1] pour les contacts femelles et [NOR2] pour les contacts mâles). Dans ces documents, les dimensions minimum et maximum sont définies pour chaque longueur. Dans le cadre des modèles standards, les dimensions moyennes ont été prises en compte. Pour limiter les temps de calculs, le maillage des contacts se limite à la zone délimitée en rouge sur la Figure 4-14. Un outil plan lié au contact par une condition de contact bilatéral collant permet d'encastrer les nœuds à l'extrémité droite. Cette zone correspond à un plan dans lequel il n'y a plus de déformation liée au procédé de sertissage.

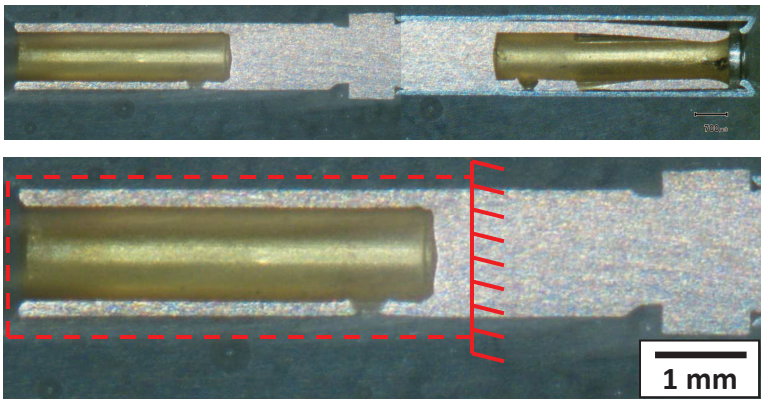


Figure 4-14 : Contact femelle F enrobé et poli pour observation des dimensions.

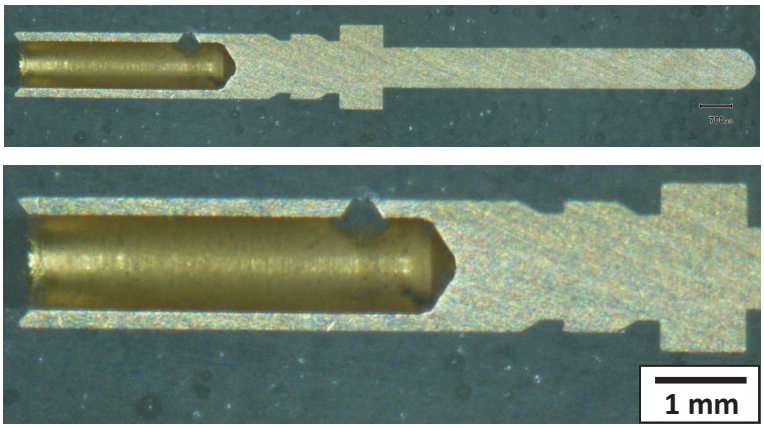


Figure 4-15 : Contact mâle M enrobé et poli pour observation des dimensions.

4.4.1.2. Géométrie des brins :

Pour les brins, des mesures au palmer micrométrique ont été effectuées. La précision des mesures est de l'ordre de 0.001 mm. Elles ont permis de confirmer que nos échantillons étaient conformes aux normes aéronautiques [NOR3]. Par ailleurs, ces mesures ont permis de déterminer le pas de torsadage de nos câbles, afin de s'assurer qu'ils répondent aux tolérances. Le pas de torsadage peut être de 8 à 16 fois le diamètre nominal de la corde. La corde est l'appellation du câble électrique sans gaine polymère. Pour une corde de jauge 22 dénommée "Cu22", dont le diamètre nominal est de 0.75 mm, la valeur du pas se situe donc entre 6 et 12 mm. La corde de notre modèle standard possède un pas de 9 mm, proche des mesures effectuées à la binoculaire sur les échantillons reçus de nos partenaires. La Figure 4-16 est une photographie permettant d'observer une corde de Cu22.

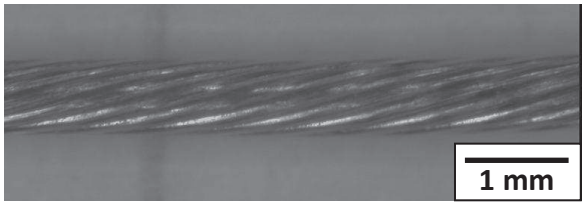


Figure 4-16 : Observation d'un câble Cu22 dénudé pour détermination du pas.

4.4.1.3. Géométrie des mors :

La précision de la géométrie des mors est importante pour prédire efficacement les efforts de sertissage. En fonction de l'usure de l'outil, il est prévisible que les efforts de sertissage soient modifiés. La Figure 4-17 permet de visualiser l'agencement des mors dans la pince à sertir (a) et le profil d'un mors de sertissage, et ces deux "dents" (b). Pour davantage de visibilité, le contour du mors a été retracé en blanc sur sa partie gauche.

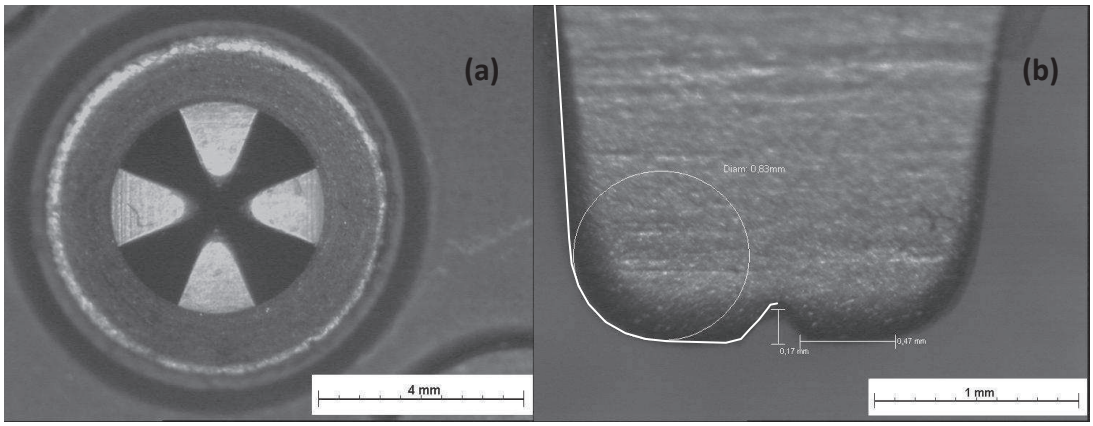


Figure 4-17 : Observation de l'agencement (a) et du profil (b) des mors de sertissage d'une pince DMC.

Dans le cadre de la thèse, la CAO exacte d'un mors neuf de pince à sertir a été fournie par les partenaires industriels. L'étude numérique ne traitera pas de cas où les mors seraient usés.

4.4.2. Paramétrage du déplacement des outils :

4.4.2.1. La théorie de la profondeur d'indentation :

Sur chaîne de production, chaque pince est régulièrement vérifiée pour s'assurer de la conformité de l'outil. Un déréglage de la pince et/ou une usure prononcée des outils peuvent engendrer une défaillance ou malfaçon du sertissage.

La méthode de validation est appelée "mesure Go/NoGo" ou "pigeage". Le principe consiste à fermer complètement la pince et à insérer entre les mors plusieurs cylindres calibrés. La valeur du Go correspond à la plus grande pige que l'on peut insérer librement entre les mors. La valeur du NoGo correspond à la plus petite valeur de la pige qui ne passe pas entre les mors. Pour un réglage donné, les normes des partenaires industriels définissent la distance minimum (valeur Go) et la distance maximum (valeur NoGo) que l'on doit avoir entre deux mors opposés. Le Tableau 4-4 permet d'observer la relation entre réglage sur la pince et profondeur d'indentation minimum et maximum attendue.

	Réglage 1	Réglage 2	Réglage 3	Réglage 4	5, 6, 7,	Réglage 8
Go (mm)	0.4064	0.4826	0.5588	0.635	…	0.9398
NoGo (mm)	0.5334	0.6096	0.6858	0.762	…	1.0668
ΔGo/NoGo	0.127	0.127	0.127	0.127	…	0.127

Tableau 4-4 : Relation entre réglage de la pince et profondeur d'indentation valide.

Pour un réglage donné, la différence d'un Go à un NoGo est toujours de 0.127 mm. Le sertissage d'un contact 2222 (comme les contacts F et M) sur un câble Cu22 s'effectue avec un réglage 3. Le sertissage d'un même contact 2222 sur un câble Cu24 (plus fin que le Cu22) s'effectue avec un réglage 2 dont l'indentation est plus profonde. Dans le cadre de notre étude, seuls les réglages 2 et 3 seront considérés.

Pour respecter les préconisations, la mise en données de nos modèles est donc simple en terme de hauteur de presse ou de course d'outil. Cependant, cette profondeur d'indentation va impacter notablement les efforts calculés et le type de rupture observée. La valeur des profondeurs d'indentation réelles a donc été vérifiée.

4.4.2.2. La pratique et ses désillusions :

Cette étude a été menée à l'aide d'une pince neuve. Pour réaliser le pigeage, l'opérateur ferme complêtement la pince à sertir, et vérifie l'écartement entre mors à l'aide de piges. Il relève le diamètre de la plus grande pige qui passe librement dans l'écart laissé. Cette mesure s'effectue donc sans charge sur les mors. Les valeurs de pigeage de la pince neuve ont été fournies par les industriels. Ces valeurs sont rassemblées dans le Tableau 4-5.

Réglage pince	Distance obtenue par pigeage (mm)
2	0.54
3	0.61

Tableau 4-5 : Valeur de fermeture obtenue par pigeage de la pince.

Par comparaison de ces valeurs avec les données du Tableau 4-4, le diamètre de pigeage est bien compris dans l'intervalle donné. La validité théorique de la pince est vérifiée.

A l'aide de cette pince, plusieurs contacts femelles et mâles ont été sertis à vide (sans câble) ou sur câble Cu22 ou Cu24. Pour chaque configuration, le réglage adéquat de la pince a été fait pour répondre aux normes.

Suite à ces essais de sertissage, les différents échantillons ont été enrobés dans de la résine transparente puis polis minutieusement jusqu'à obtenir un plan de coupe précis permettant de mesurer la profondeur maximale d'indentation. L'objectif est de s'assurer que les dimensions des empreintes sont identiques aux valeurs de pigeage. Cela revient en définitive à s'assurer que la distance entre les mors est la même à vide et en charge. Ce plan de coupe s'apparente au plan schématisé sur la Figure 4-18.

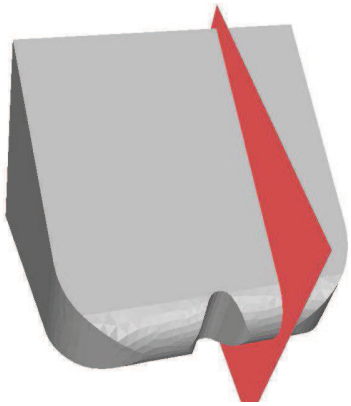


Figure 4-18 : Plan de coupe où se situent les mesures.

Le dispositif de mesure est le logiciel de traitement d'image Visilog® couplé à un microscope binoculaire Olympus SZH10 et une caméra haute résolution CCD-IRIS Sony. Cet appareil a été étalonné avant d'effectuer les relevés.

La Figure 4-19 présente deux visuels d'un contact M sertis sur un câble Cu22 avec la pince réglée sur le réglage 3. La photographie (a) a été réalisée de biais pour s'assurer que le polissage a été effectué jusqu'à un plan correspondant à la profondeur d'indentation maximale du mors. La présence du bourrelet médian de l'outil permet de valider la position de la mesure. La photo (b) a permis de réaliser la mesure, précise au centième de millimètre.

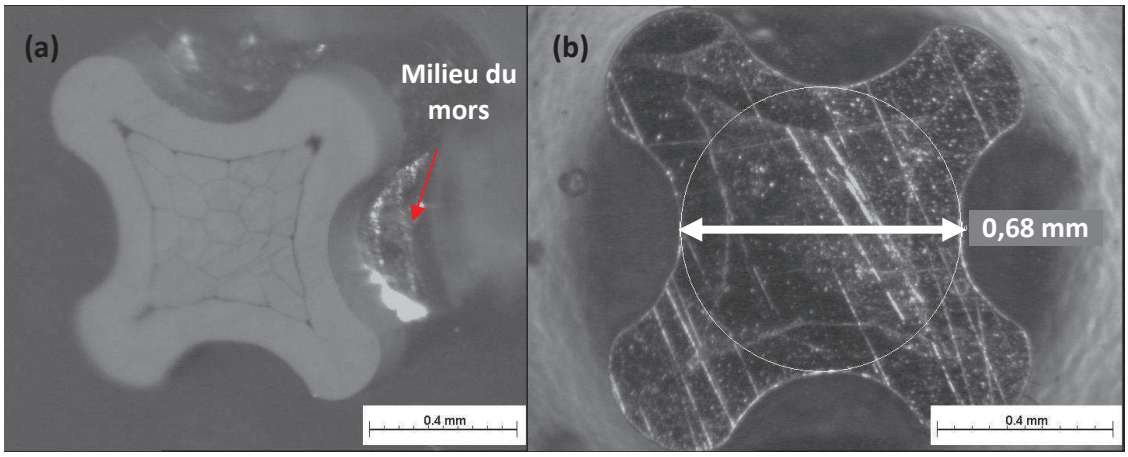


Figure 4-19 : Polissage et mesure effectués sur un contact M serti sur câble Cu22.

Sur ce contact, le diamètre mesuré est de 0.68 mm. Il correspond à la distance entre deux mors opposés. En revanche, le Tableau 4-5 mentionne une valeur de pigeage de 0.61 mm. Il y a donc un écart de 0.07 mm entre les valeurs de pige et les valeurs mesurées à l'aide du microscope.

La Figure 4-20 présente deux visuels d'un contact M sertis sur un câble Cu24 avec la pince réglée sur le réglage 2. La présence du bourrelet valide toujours la position de la mesure.

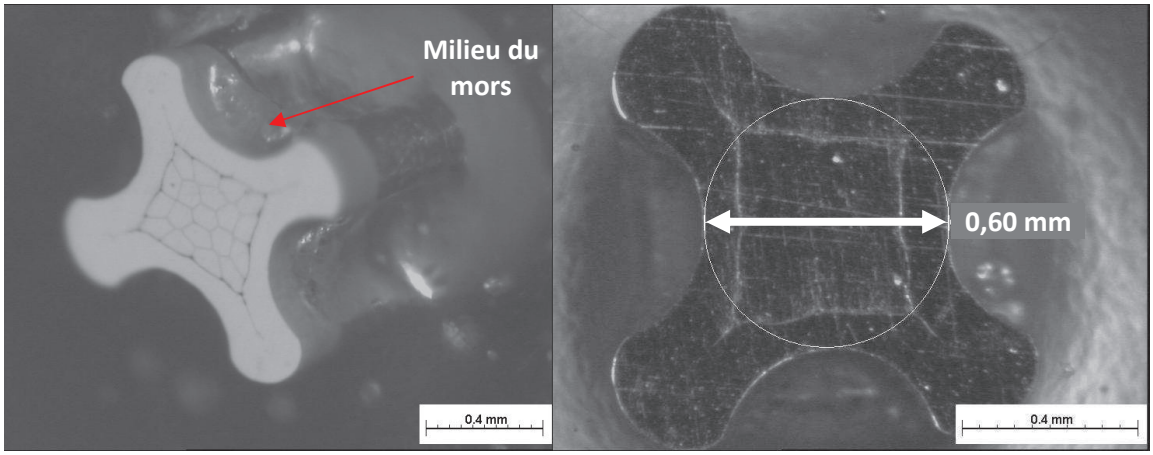


Figure 4-20 : Polissage et mesure effectués sur un contact M serti sur câble Cu24.

Sur ce contact, le diamètre mesuré est de 0.60 mm. En revanche, le Tableau 4-5 mentionne une valeur de pigeage de 0.54 mm. Il y a donc un écart de 0.06 mm entre les valeurs de pige et les valeurs observées visuellement. Cette étude a été complétée par de nouveaux sertissages à vide (sans câble) et en charge, sur plusieurs configurations, et avec la même pince. Le Tableau 4-6 rassemble les mesures faites sur les différentes configurations.

Type de contact	Configuration	Réglage pince	Mesure empreinte (mm)	Delta Pige/Mesure (mm)
F	Sans câble	3	0.66	0.05
	Sur Cu22	3	0.69	0.08
	Sans câble	2	0.59	0.05
	Sur Cu24	2	0.60	0.06
M	Sans câble	3	0.66	0.05
	Sur Cu22	3	0.68	0.07
	Sans câble	2	0.59	0.05
	Sur Cu24	2	0.60	0.06

Tableau 4-6 : Synthèse des mesures réalisées sur les différents contacts polis.

En conclusion, une réelle différence de mesure est observée entre les valeurs issues du pigeage de la pince à vide et les mesures réalisées sur contacts sertis polis. Cet écart est identique (0.05 mm) pour les réglages 2 et 3 lorsque le contact est serti sans câble. En revanche, il semble augmenter avec la quantité de matière liée à la présence du câble. Si le contact est serti sur un câble fin Cu24, le delta de mesure s'établit autour de 0.06 mm. Si le contact est serti sur un câble plus gros Cu22, le delta de mesure se situe autour de 0.07-0.08 mm.

La question est maintenant de savoir pour quelle raison de telles différences de mesures sont observées. Deux hypothèses ont été proposées :

Hypothèse 1 : la matière subirait un retour élastique important à la fin du procédé, lorsque la pince se réouvre.

Ou Hypothèse 2 : des déflexions et/ou rattrapages de jeux dans le mécanisme de la pince engendraient une différence entre la profondeur d'indentation à vide (pigeage) et en charge (sertissage sur contact). La simulation ne prédit pas de valeur aussi importante du retour élastique. Cette hypothèse est privilégiée par les utilisateurs industriels des pinces.

Le cuivre étant un métal assez malléable, il est difficile de concevoir que de telles différences de valeurs soient liées à du retour élastique de la matière. De plus, de tels niveaux de retour élastique engendreraient l'apparition d'espace inter brins suite à la relaxation des contraintes. Une partie importante du travail de thèse a consisté à valider l'une ou l'autre de ces hypothèses.

4.4.2.3. Détermination de la profondeur d'indentation réelle :

• Première approche : mesure de l'allongement des contacts :

En se basant sur le principe de conservation de la matière, l'étude de la déformation de la matière dans l'axe du contact a semblé intéressante. L'objectif était de valider la présence ou non d'une relation exploitable entre profondeur d'indentation et allongement du fût. Si tel est le cas, une mesure de l'allongement du contact, plus facile à mettre en œuvre qu'une mesure de profondeur à notre échelle, permettrait de déterminer approximativement la hauteur de presse réelle.

Dans un premier temps, nous avons étudié cette solution d'un point de vue numérique. Pour un grand nombre de rhéologies différentes, des simulations de sertissage, avec et sans câble, ont été lancées. Les définitions des rhéologies de la librairie Forge® utilisées sont rassemblées en annexe

3 de ce manuscrit. Sur un même graphique ont été superposées les différentes courbes "Allongement du contact" par rapport au "Déplacement du mors" au cours du sertissage. Ce graphique est présenté à la Figure 4-21.

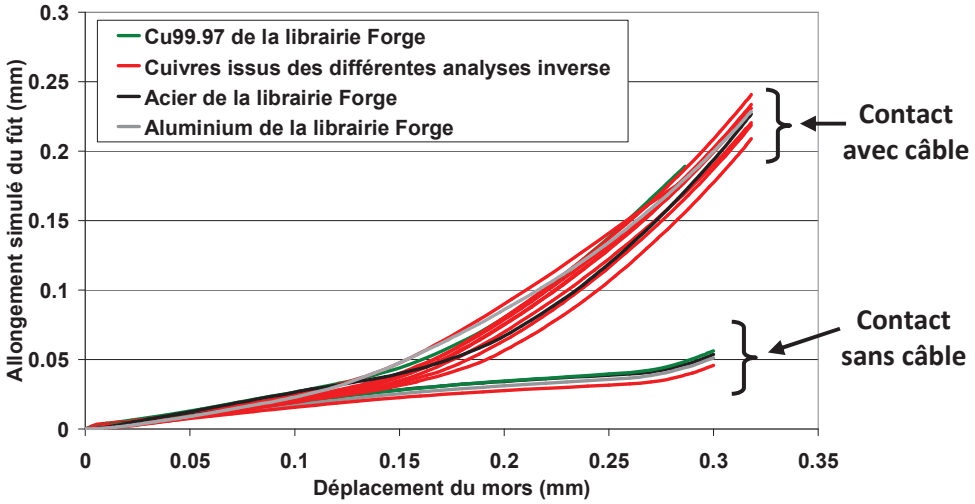


Figure 4-21 : Relation entre la profondeur d'indentation et l'allongement du fût du contact.

Les quatre courbes inférieures ont été obtenues en simulant le sertissage sans câble. L'absence de câble réduit la sensibilité de l'allongement du contact car la matière peut combler le vide au sein du fût. Les onze courbes supérieures ont été obtenues avec des simulations dans lesquelles le contact avait une rhéologie différente. Pour cette étude, outre les rhéologies de cuivre, d'acier et d'aluminium de la librairie Forge®, les fichiers matériaux issus d'analyses inverse valides ou obsolètes ont été employés. Cette approche a permis de vérifier l'impact de variations des paramètres matériaux sur les courbes. Des rhéologies critiques (cuivre non recuit ou trop recuit) ont également été intégrées à l'étude.

La superposition de l'ensemble de ces données permet de conclure que la loi de comportement matériau employée pour le contact impacte assez peu la valeur d'allongement pour une profondeur d'indentation donnée. Dans le cas de sertissage sans câble, aux vues des faibles pentes des courbes, il est difficile d'associer un allongement donné à un intervalle précis de profondeur d'indentation. En revanche, pour les simulations de sertissage sur câble, la pente significative permet d'associer un intervalle assez réduit de profondeur a un allongement donné.

Pour plus de détails, voici un exemple de dépouillement envisageable. La courbe de la Figure 4-22 fournit le même type de données, pour les rhéologies déterminées par les essais de micro compression de tronçons de contacts F et M. En ne conservant que ces deux rhéologies, l'intervalle de profondeur d'indentation supposé est réduit. Il est donc possible de définir un intervalle restreint dans lequel se situe la profondeur effective d'indentation pour un allongement mesuré.

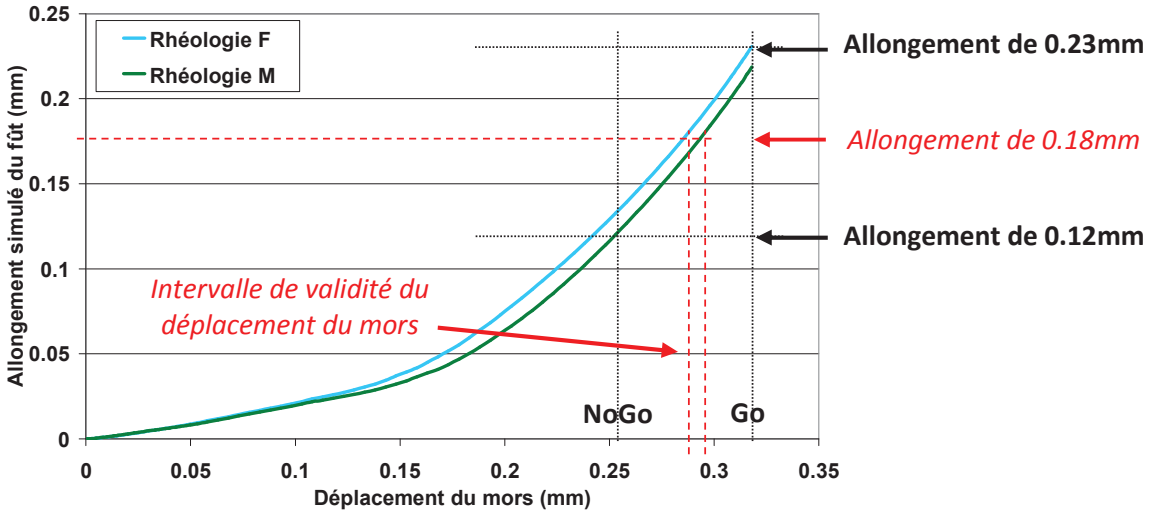


Figure 4-22 : Mise en situation d'une mesure d'allongement.

Supposons que l'allongement du fût soit de 0.18 mm. En reportant cette valeur sur le graphique, la profondeur d'indentation possible se situe globalement entre 0.288 mm et 0.294 mm, ce qui correspond à une distance entre les deux mors d'environ 0.613 mm :

$$d_c - 2.P_i = 1.195 - 2x0.291 = 0.613 \text{ mm} \quad (4\text{-}46)$$

avec d_c le diamètre extérieur du contact et P_i la profondeur d'indentation de chaque mors.

La valeur de 0.613 mm est bien incluse dans l'intervalle Go-NoGo d'un sertissage de contact 2222 sur câble Cu22 (NoGo = 0.6858 mm et Go = 0.5588 mm). En extrapolant ces résultats, il serait possible d'affirmer que tout contact dont l'allongement se situe entre 0.1203 mm et 0.2308 mm a subi un sertissage valide (dans les tolérances Go-NoGo).

Nous avons souhaité vérifier l'applicabilité de cette technique. Les partenaires industriels ont réalisé des mesures d'allongement sur dix contacts sertis, en ayant préalablement effectué un pigeage de la pince (distance de 0.59 mm entre mors, pince fermée). Le Tableau 4-7 rassemble les mesures effectuées. Pour davantage de clarté, les mesures ont été organisées par ordre croissant.

Mesure	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
Allongement (mm)	0.19	0.19	0.23	0.24	0.24	0.25	0.25	0.25	0.26	0.26

Tableau 4-7 : Mesures de l'allongement de dix contacts sertis sur câble Cu22.

Le premier constat est la dispersion importante des mesures. Malgré des sertissages sur un même type de contact et de câble, l'allongement varie de 0.19 à 0.26 mm. Si l'on reporte cette valeur en ordonnée sur le graphique de la Figure 4-22, cela correspond à un intervalle de déplacement d'un mors de 0.29 à 0.34 mm environ soit à une distance finale entre mors de 0.615 à 0.515 mm. Cet intervalle est trop important pour valider une quelconque mesure de profondeur d'indentation effective.

En conclusion, cette approche ne semble pas applicable avec précision. Les valeurs ayant été fournies par les partenaires, nous ne connaissons pas les méthodes de mesure, et la précision de celles-ci. De plus, la technique pourrait être envisageable dans un monde parfait, où les dimensions de nos échantillons sont strictement identiques et connues. La modification, même réduite, des

diamètres des brins ou des fûts aura une influence importante sur la courbe. Enfin, les courbes à exploiter seront sensibles à l'usure des mors de sertissage. Cette étude, entièrement basée sur des résultats de simulation, n'est pas applicable expérimentalement.

• Deuxième approche : analogie des comportements avec le "Sertissage Cemef" :

Le "Sertissage Cemef" est un dispositif mis au point au laboratoire. Il a permis de caractériser avec une excellente reproductibilité les matériaux des contacts. L'avantage de ce dispositif était notamment la précision des capteurs d'acquisition en terme d'efforts et de déplacements. Par conséquent, en mesurant le diamètre du contact avant et après l'essai, et en connaissant précisément la profondeur d'indentation, il est possible de déterminer si il y a du retour élastique de la matière.

La Figure 4-23 est une photographie d'un contact mâle ayant subi un "Sertissage Cemef". La photographie précise le diamètre externe du fût dans une zone non sollicitée : 1.2 mm. La distance après retour élastique entre les deux faces opposées ayant été écrasées est de 0.59 mm. La hauteur de pilotage de 0.65 mm de l'outil aurait dû engendrer, sans retour élastique, une distance entre les faces de 0.55 mm (1.2 mm-0.65 mm). On peut donc supposer que le retour élastique dans cet essai engendre un déplacement relatif entre les deux faces sollicitées de l'ordre de 0.04 mm.

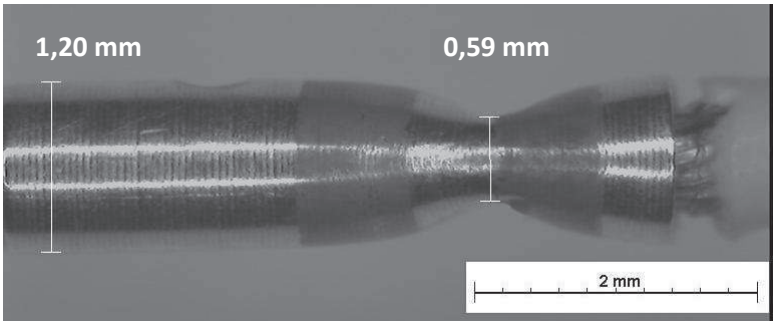


Figure 4-23 : Mesures réalisées sur un contact M sertis sur un câble Cu22.

Le même type de mesure a été réalisé sur différents échantillons, pour obtenir une moyenne de déplacement liée au retour élastique. Cette moyenne est de l'ordre de 0.04 mm pour un contact serti sur un câble Cu22.

L'étape suivante a été de simuler le "Sertissage Cemef" en utilisant les rhéologies validées pour chaque composant. La Figure 4-24 présente deux visuels en fin de simulation. Le contact entre les brins a été paramétré comme "frottant", avec un coefficient de Coulomb μ de 0,37. Cette valeur est issue de l'analyse inverse d'essai de micro compression de brin (cf. Chapitre 3).

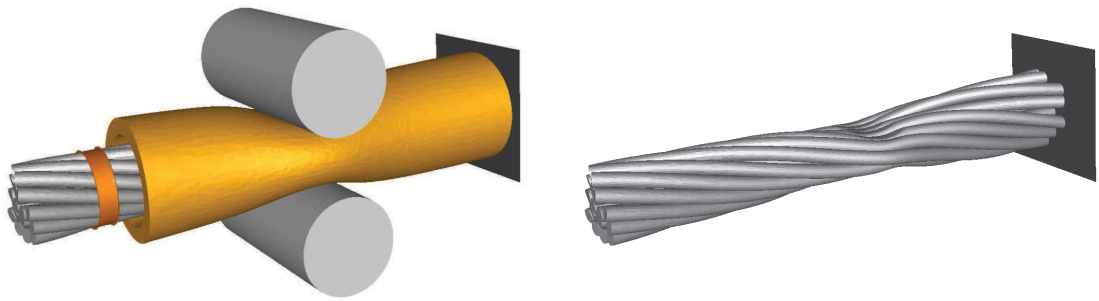


Figure 4-24 : Visuels de la simulation de "Sertissage Cemef" sur câble Cu22.

Pour simuler le retour élastique de la matière, deux possibilités ont été envisagées :

- Paramétrer une cinématique d'outil qui comprime la matière, puis remonte.
- Paramétrer une cinématique de compression et créer un second calcul avec une presse en temps durant laquelle la matière subit un relâchement de contraintes.

Ces deux approches ont été étudiées, et les amplitudes de retour élastique d'un nœud à la surface du contact ont été obtenues. Quelque soit la manière de simuler le retour élastique, une amplitude de l'ordre de 0.02 mm a été observée. En comparant cette valeur au retour élastique réel de 0.04 mm, nous avons pu conclure que le logiciel Forge3® sous évalue légèrement l'amplitude du retour élastique, mais que l'ordre de grandeur est respecté.

Sur la base de ces observations, une simulation de sertissage quatre points a été mise en données. Les mêmes rhéologies et les mêmes types de frottements que la simulation d'essai de "Sertissage Cemef" ont été utilisés. En fin de calcul, la simulation de sertissage a mis en évidence une amplitude de retour élastique de l'ordre de 0.004 mm. Cette valeur est éloignée des 0.07 mm observés expérimentalement (cf. Tableau 4-6) pour le sertissage d'un câble Cu22 dans un fût de contact en cuivre 2222.

Le logiciel ayant prédit un niveau de retour élastique correct pour l'essai de "Sertissage Cemef", il n'y a pas de raison que les prédictions de retour élastique pour la simulation de sertissage classique soient erronées. Ces résultats tendent à prouver que la divergence de mesure entre le pigeage de la pince et les mesures des empreintes réelles n'est pas liée à du retour élastique de la matière.

4.4.2.4. Conclusion sur le pilotage du déplacement des outils :

En conclusion, il semble que les divergences observées entre mesures de pigeage de la pince et mesures effectives sur contacts sertis puis polis ne soient pas liées à un retour élastique de la matière. La pince à sertir doit subir des déflexions et/ou rattrapages de jeux internes qui faussent les valeurs. Par conséquent, paramétrer nos simulations de sertissage en utilisant les valeurs théoriques de profondeur d'indentation issues des normes engendrerait une surestimation de l'indentation.

Sur la base des mesures de pigeages effectuées par les industriels et les mesures faites à la binoculaire, un calcul de proportionnalité a permis d'approximer les valeurs d'indentations réelles. Pour le réglage 3, un pigeage à vide permet de déterminer une distance entre mors de 0.61 mm. En charge, l'empreinte des mors obtenus est de 0.68 mm. De la même manière, pour le réglage 2, un pigeage à vide permet de déterminer une distance entre mors de 0.54 mm. En charge, l'empreinte des mors obtenus est de 0.59 mm. Le Tableau 4-8 rassemble les distances entre mors théoriques issues des normes et les valeurs correspondant à l'indentation supposée en charge. Pour le paramétrage des cinématiques des mors des simulations de sertissages, nous utiliserons donc les données en rouge. Il est important de noter que ce constat confirme le problème de comparaison des courbes expérimentales de sertissage aux courbes numériques puisque l'axe des abscisses est erroné sur les relevés expérimentaux.

	Réglage 3 pour Cu22 d'après les normes		Réglage 3 pour Cu22 après recalage	Réglage 2 pour Cu24 d'après les normes		Réglage 2 pour Cu24 après recalage
Valeur de NoGo	0.6858	→	**0.7645**	0.6096	→	**0.6660**
Valeur de Go	0.5588	→	**0.6229**	0.4826	→	**0.5273**

Tableau 4-8 : Détermination des hauteurs de presse pour les simulations de sertissage.

4.4.3. Caractérisation des coefficients de frottement :

Les modèles numériques de sertissage possèdent un grand nombre de corps déformables indépendants. Les études préliminaires ont prouvé que la valeur du coefficient de Coulomb entre les 19 brins de cuivre a peu d'influence sur les efforts de sertissage. De même, ce coefficient a peu d'influence sur l'agencement des brins en fin de procédé. Par conséquent, la valeur du coefficient n'est pas un paramètre critique. En revanche, il est difficile de prédire l'impact de ce coefficient sur les résultats des simulations d'arrachement.

L'étude bibliographique a permis de constater que la valeur du coefficient de Coulomb μ entre deux métaux se situe entre 0,1 et 1. De plus, les analyses inverses ont permis de quantifier les valeurs approximatives de μ pour chaque échantillon (cf. 3.3.2.1 et 3.3.3.1). Les valeurs retenues pour les mises en données de sertissage sont rassemblées dans le Tableau 4-9.

Interface	Mors/Contact	Contact/Brins	Brin/Brin
Valeur de μ	0.27	0.27	0.37

Tableau 4-9 : Valeurs des coefficients de frottement utilisés dans les simulations de sertissage.

Ces valeurs de coefficient de frottement restent discutables. Le coefficient de frottement Mors/Contact et Contact/Brins correspond à la valeur déterminée expérimentalement entre le contact en cuivre et l'outil en acier du dispositif de micro compression. Le coefficient de frottement Brin/Brin correspond à la valeur déterminée par analyse inverse des essais de micro compression entre les brins de cuivre nickelé et l'outil en acier du dispositif d'essai. Nous faisons donc une hypothèse forte en paramétrant les coefficients de Coulomb à de telles valeurs. Néanmoins, les dimensions de nos échantillons et les moyens d'essais disponibles n'ont pas permis d'améliorer la précision de la détermination des valeurs des coefficients de Coulomb pour les différentes interactions.

4.5. Modèles de sertissage de la "Technologie aluminium" :

La technologie aluminium, employée depuis peu par les industriels pour réduire la masse du faisceau électrique dans les aéronefs, devait faire partie intégrante du projet PSI. Les difficultés rencontrées pour la mise au point d'une pince efficace pour la technologie cuivre ont mis un terme temporaire à l'étude de cette seconde technologie. Cependant, le travail de thèse a abouti à un certains nombre de résultats qu'il nous semble important de présenter. La cinématique des outils du sertissage d'étanchéité, caractéristique de cette technologie, sera notamment présentée dans ce paragraphe.

4.5.1. Détermination des géométries :

Outre les informations issues des normes de nos partenaires industriels, une campagne d'observations à la binoculaire des différents composants a été réalisée. La technique de l'enrobage puis polissage des échantillons a été appliquée de la même manière que dans la partie 4.4. La Figure 4-25 permet de constater la forme caractéristique d'un contact de la technologie aluminium.

La première particularité des contacts de la technologie aluminium par rapport à la technologie cuivre est la présence d'une férule en argent, dont la fonction est d'améliorer le contact électrique et d'isoler le câble aluminium de l'oxygène de l'air pour empêcher son oxydation et la perte de conductivité. Cette férule est positionnée dans le contact puis maintenue par une déformation locale (cf. Figure 4-25). Il est donc difficile d'extraire ce composant pour étudier son comportement mécanique. La seconde particularité est un épaulement qui peut accueillir la gaine du câble électrique afin de réaliser le sertissage d'étanchéité en diaphragme. Le sertissage électrique est réalisé au niveau de la férule, tandis que le sertissage d'étanchéité est réalisé sur la partie conique du fût (cf. Figure 1-7).

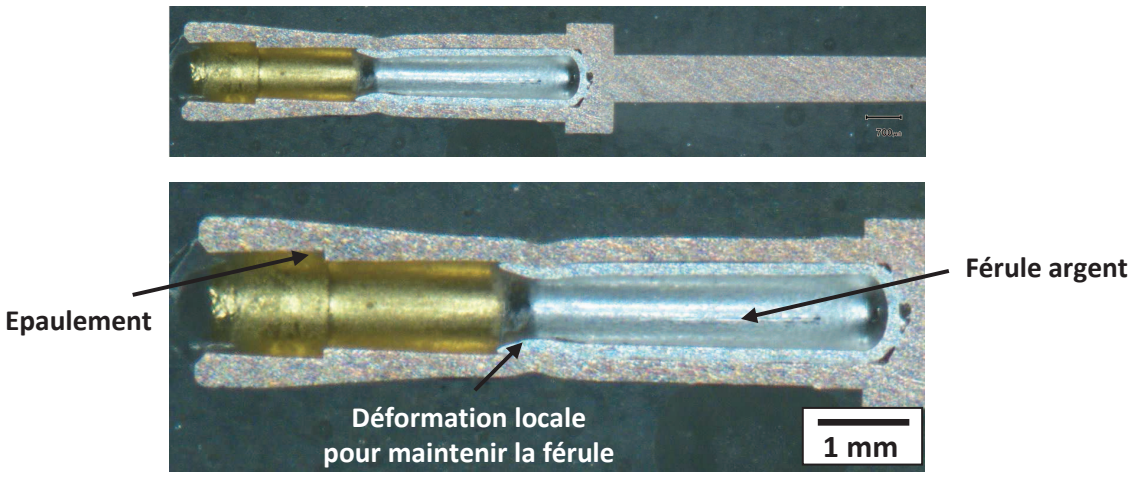


Figure 4-25 : Contact mâle de la technologie aluminium ayant subit un enrobage/polissage.

Une campagne de mesures a été menée pour valider la conformité des contacts par rapport aux normes. La Figure 4-26 présente une série de mesures réalisées sur contacts mâles. Concernant les dimensions de la férule, aucune information n'est fournie par les normes. Ce constat est problématique pour l'étude du sertissage de la technologie aluminium, et fait partie des facteurs limitants pour l'étude de cette technologie.

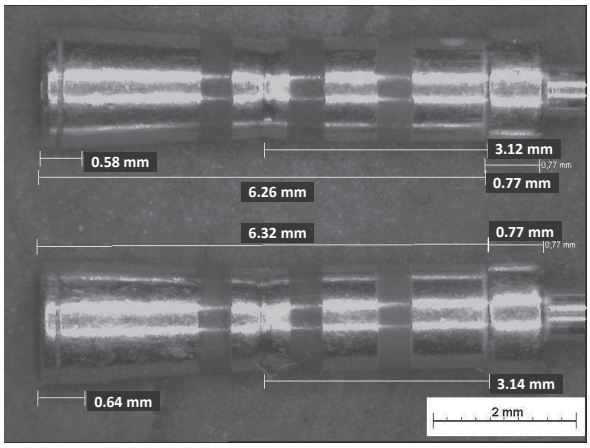


Figure 4-26 : Mesures des dimensions longitudinales des contacts de la technologie aluminium.

Concernant les cordes Alu22 et Alu24 de la technologie aluminium, des mesures au micromètre et des études de pas de torsadage, analogues à la technologie cuivre, ont été réalisées.

4.5.2. Paramétrage du déplacement des outils :

4.5.2.1. Présentation des deux types de sertissage :

Comme expliqué précédemment, la technologie aluminium est caractérisée par un double sertissage en chaîne. Une seule et même pince réalise un sertissage électrique au niveau de la férule et un sertissage d'étanchéité. Le sertissage électrique est très similaire à celui utilisé pour la technologie cuivre. Le sertissage d'étanchéité s'effectue par le biais d'une cinématique d'outils en diaphragme au niveau de l'extrémité conique du fût. Par polissage de plusieurs contacts sertis sans câble à différentes profondeurs d'indentation, l'évolution du profil au niveau du sertissage électrique a été retracée. La Figure 4-27 rassemble quatre visuels de cette évolution. Ce sertissage électrique quatre points est similaire à celui de la technologie cuivre.

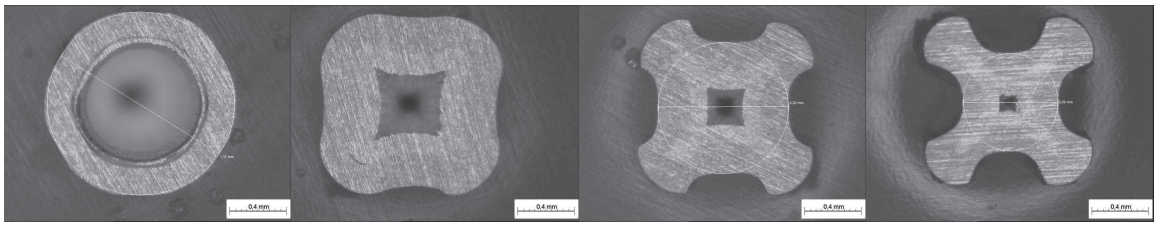


Figure 4-27 : Evolution du profil d'un contact lors du sertissage électrique de la technologie aluminium.

Le sertissage d'étanchéité est réalisé par l'intermédiaire de six outils dont la fermeture en diaphragme engendre une déformation hexagonale du fût. La Figure 4-28 montre les six outils dans leur position complètement ouverte (a) et complètement fermée (b).

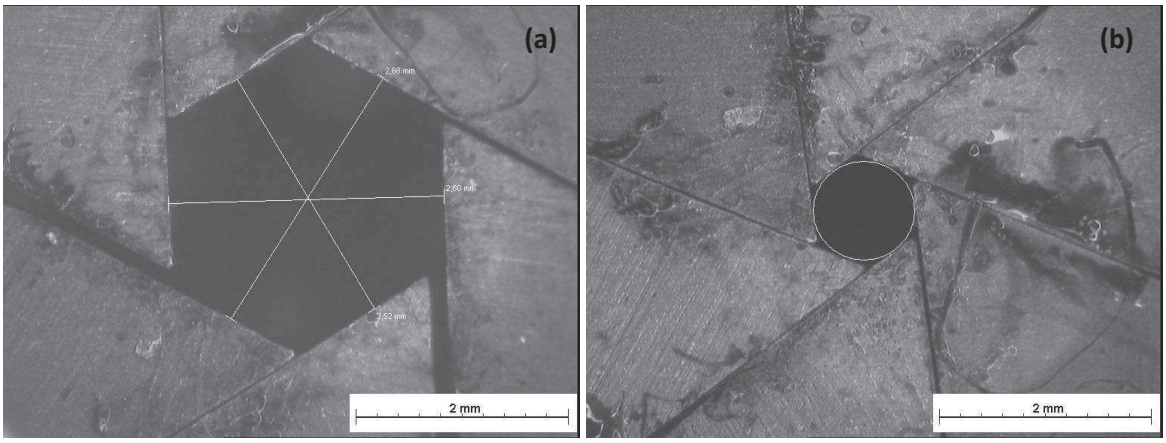


Figure 4-28 : Disposition des outils opérant le sertissage d'étanchéité pour la technologie aluminium : pince ouverte (a) et fermée (b).

La Figure 4-29 rassemble, quant à elle, trois visuels de l'évolution de la géométrie du fût au cours du sertissage d'étanchéité.

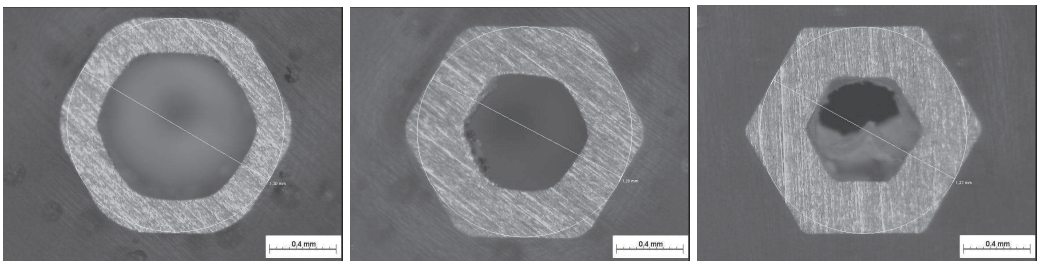


Figure 4-29 : Evolution du profil d'un contact lors du sertissage d'étanchéité de la technologie aluminium.

4.5.2.2. Problématique de la profondeur d'indentation :

Comme pour la technologie cuivre, la problématique de la profondeur d'indentation effective est présente sur la technologie aluminium. Ce paragraphe est destiné à présenter les observations réalisées sur la pince aluminium.

Une mesure de la profondeur d'indentation par un pigeage précis de la pince à sertir aluminium a été effectuée par les partenaires industriels. Le pigeage au niveau des mors du sertissage électrique a fourni une valeur de 0.53 mm qui se trouve dans l'intervalle de tolérance Go/Nogo de la norme correspondante : [0.5 mm-0.6 mm]. Le pigeage au niveau des mors du sertissage d'étanchéité a fournit une valeur de 1.04 mm qui se trouve dans l'intervalle de tolérance Go/Nogo de la norme correspondante : [1.0 mm-1.1 mm].

En revanche, comme le montre la Figure 4-30, des espaces de 0.06 mm (par rapport à 0.53 mm) pour le sertissage électrique et de 0.2 mm (par rapport à 1.04 mm) pour le sertissage d'étanchéité sont à noter sur les empreintes liées respectivement au sertissage électrique et au sertissage d'étanchéité.

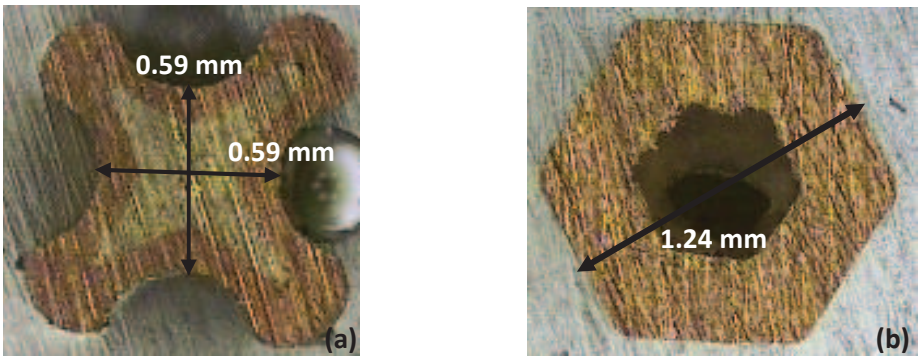


Figure 4-30 : Vues en coupe de sertissages électrique (a) et d'étanchéité (b) sur contact de la technologie aluminium.

Ces photographies sont issues d'une étude de sertissages à vide. Les partenaires industriels ont également fourni des relevés sur des contacts sertis sur câbles, avec des dimensions mesurées du même ordre de grandeur. Pour valider la présence d'un retour élastique important, ces mêmes partenaires ont souhaité réaliser une série de sertissages électriques sur brins d'étain de un millimètre de diamètre avec la même pince. L'étain est reconnu pour sa malléabilité et son faible retour élastique. Le visuel de la Figure 4-31 permet d'illustrer les résultats obtenus :

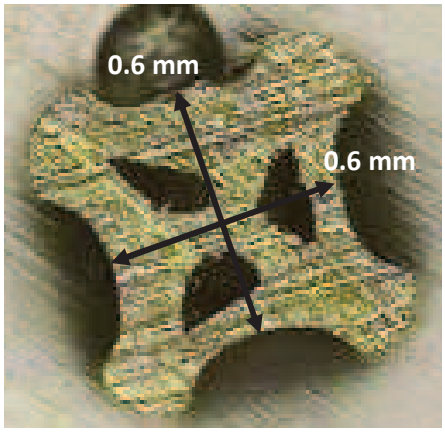


Figure 4-31 : Mesures des dimensions d'un fil d'étain après sertissage avec la même pince.

Les mesures sont toujours éloignées de la valeur théorique de profondeur d'indentation déterminée par le pigeage de la pince fermée qui est de 0.53 mm. De plus, ces mesures sont du même ordre de grandeur que celles réalisées sur les contacts en cuivre. Ces observations permettent de valider l'hypothèse de l'absence d'un retour élastique important de la matière, et du fléchissement et/ou rattrapage de jeux probables au sein de la pince. Par ailleurs, la forme des empreintes des mors laisse suspecter que la pince de l'étude possède des mors usés, car le rayon de courbure de l'empreinte semble plus important et plus irrégulier que sur la Figure 4-30 (a). Ces résultats sont donc difficilement exploitables.

4.5.3. Caractérisation des coefficients de frottement :

Le coefficient de frottement a été identifié en parallèle des essais de caractérisation de compression de brins, comme pour la technologie cuivre. Pour synthétiser les résultats, le coefficient μ entre les brins de la technologie aluminium a été paramétré à 0.26, valeur proche de celle employée pour la simulation du sertissage de la technologie cuivre.

4.6. Discussions liées aux modèles numériques de sertissage :

4.6.1. Résultats des simulations de référence de sertissage de la "Technologie cuivre" :

4.6.1.1. Visuels des simulations de références de la "technologie cuivre" :

Les différents paramètres de simulation ayant été déterminés, les mises en données de sertissage de la technologie cuivre ont pu être réalisées. La Figure 4-32 présente les visuels de deux modèles qui différent par le type de câble sur lequel est serti le contact.

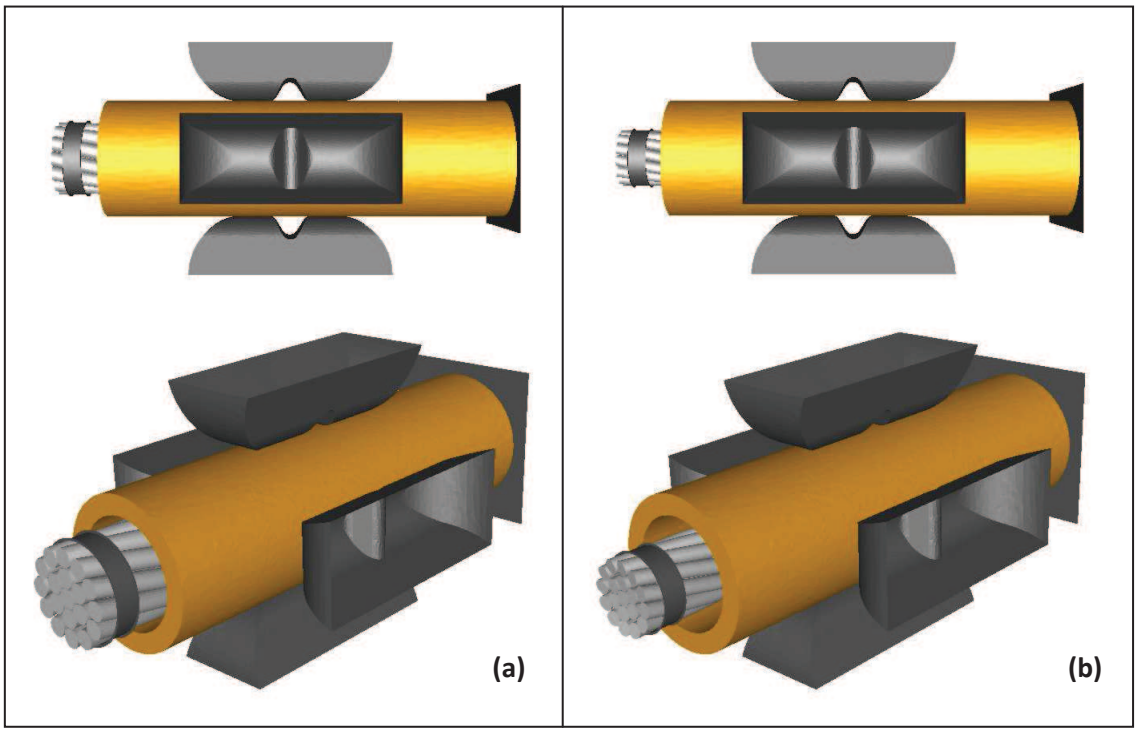


Figure 4-32 : Mise en données de sertissages d'un câble Cu22 (a) et d'un câble Cu24 (b) sur contact.

Le modèle (a) correspond au sertissage d'un contact sur un câble de jauge 22 constitué de 19 brins de cuivre Cu22. Le modèle (b) correspond au sertissage du même type de contact sur un câble de jauge 24 constitué de 19 brins de cuivre renforcé Cu24.

Ces deux modèles sont constitués respectivement de 210.000 nœuds (860.000 éléments) et 290.000 nœuds (1.100.000 éléments). Les temps de calculs sur 12 processeurs sont de 37h pour le sertissage sur câble Cu22 et de 49h pour le sertissage sur câble Cu24. Il faut définir les géométries CAO et les maillages avec une grande rigueur car la moindre interpénétration au niveau des câbles peut générer une augmentation importante des temps de calcul.

Une étude dont l'objectif était de réduire les temps de calculs a été menée dans le cadre de la thèse. En modifiant les géométries de nos mises en données, le préconditionneur de calculs ou le coefficient de pénalisation du contact, nous avons essayé de réduire la durée de résolution du calcul. De manière générale, le paramétrage par défaut de Forge® reste le plus performant. Pour davantage d'informations sur les observations réalisées, vous pourrez vous référer à l'Annexe 4 de ce manuscrit.

4.6.1.2. Résultats des simulations de référence de la "technologie cuivre" :

Les visuels de la Figure 4-33 permettent de constater les déformations subies par la matière en fin de sertissage. L'utilisation de contact frottant entre les brins se traduit par une réorganisation des brins en cours de sertissage.

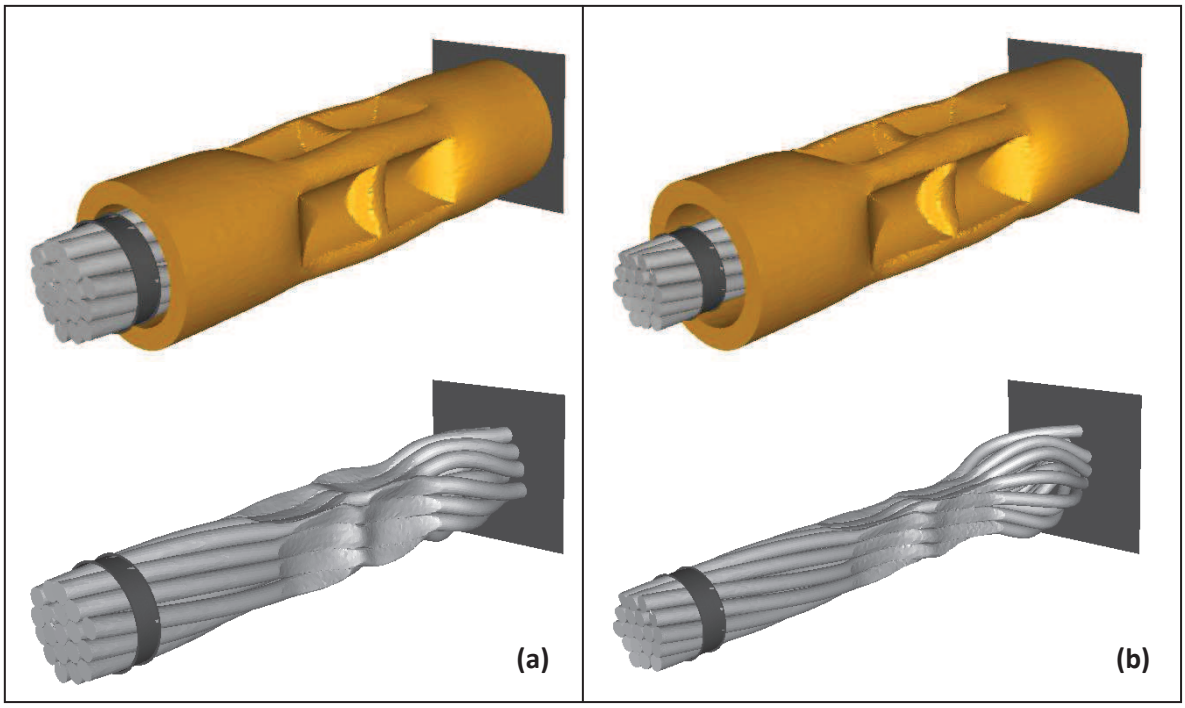


Figure 4-33 : Visuels des modèles de sertissage sur câble Cu22 (a) et sur câble Cu24 (b) en fin d'indentation (limite de sur-sertissage Go).

La Figure 4-34 représente la cartographie des déformations équivalentes au sein de la matière en fin de sertissage d'un contact sur câble Cu22. Les niveaux de déformations maximums, très localisés, atteignent 250%. De manière plus globale, les niveaux de déformations atteignent 60 à 80%. Par conséquent, les dispositifs expérimentaux mis en place dans le cadre de la thèse n'ont pas permis d'avoir suffisamment d'informations sur les grandes déformations de la matière. Au-delà de 35%, les contraintes calculées sont des extrapolations des données connues par le biais des lois de comportement et des paramètres déterminés au chapitre 3 de ce manuscrit.

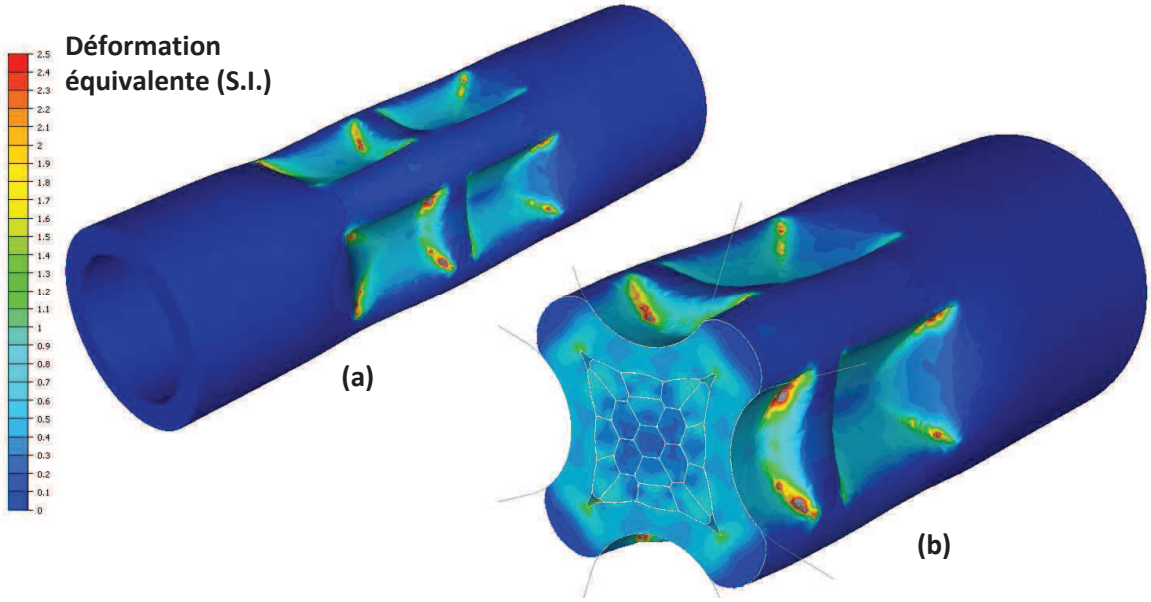


Figure 4-34 : Déformation équivalente du fût en fin de sertissage : fût complet sans brins (a) et vue de coupe avec brins (b).

Sur la base des essais de "Sertissage Cemef", le seul moyen d'atteindre des niveaux de déformations équivalents aurait été de bloquer la matière dans la direction perpendiculaire à la sollicitation pour s'approcher d'un sertissage 4 points. Ce type d'essai n'a pas été mis au point à ce jour.

La Figure 4-35 rassemble trois photographies d'un contact serti sur un câble Cu22. Nous avons pu comparer la forme de ce contact aux résultats de la simulation. La correspondance géométrique entre les différentes images est très proche.

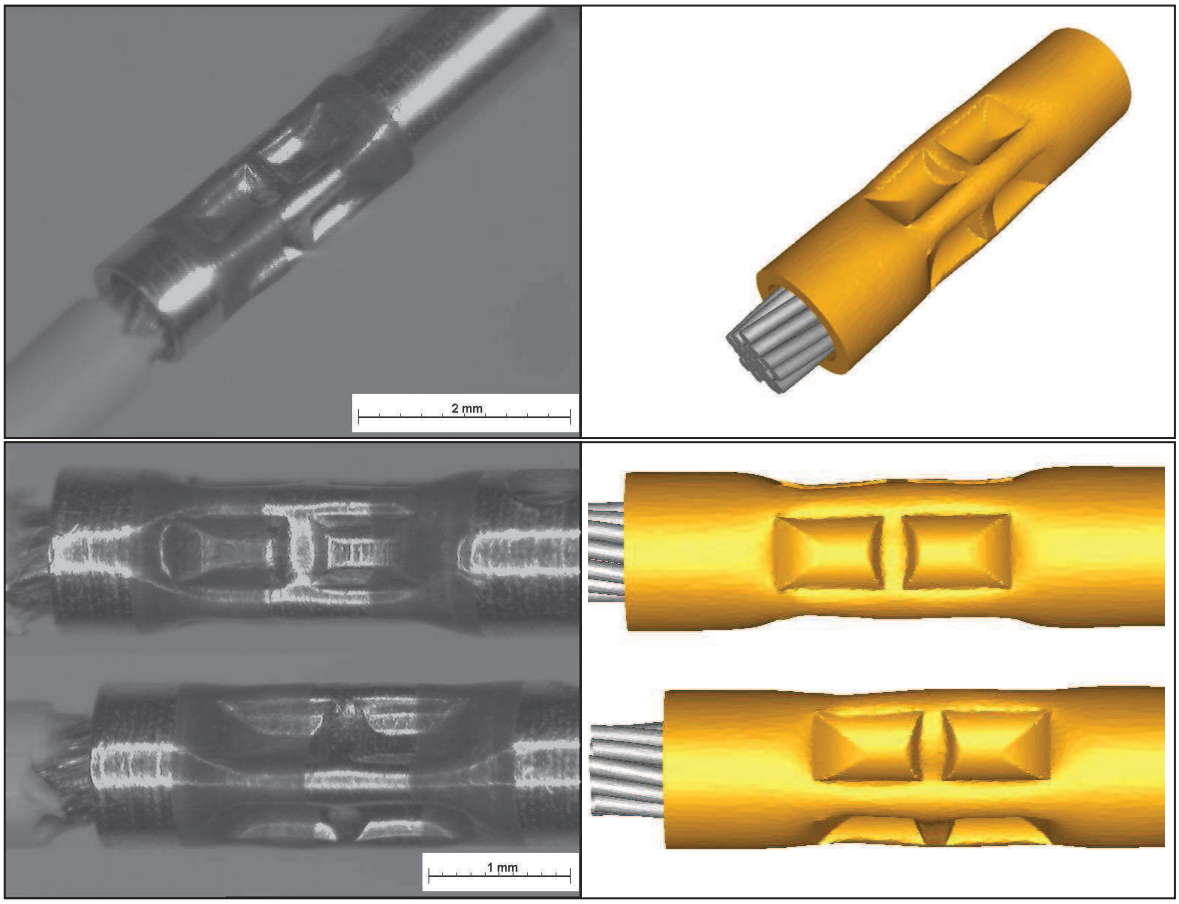


Figure 4-35 : Comparaison entre géométries expérimentales et simulées en fin de sertissage d'un contact serti sur câble Cu22.

4.6.1.3. Courbes d'efforts de sertissage de référence :

Grâce aux premiers résultats de simulation, nous avons pu obtenir les relevés d'efforts de sertissage simulés. Le modèle présenté est un cas de référence. Les dimensions des géométries répondent parfaitement aux normes (moyennes des dimensions min/max). La loi de comportement du matériau du contact correspond à un composant convenablement recuit. Le chapitre 1 a permis de présenter les deux prototypes de pince électronique disponibles à ce jour : la SCT (Smart Crimping Tool) et la PSB (Pince à Sertir Basique).

La Figure 4-36 est un graphique sur lequel sont superposées les courbes d'efforts obtenues avec la pince SCT et par la simulation. La Figure 4-37 est un graphique sur lequel sont superposées les courbes d'efforts obtenues avec la pince PSB et par la simulation.

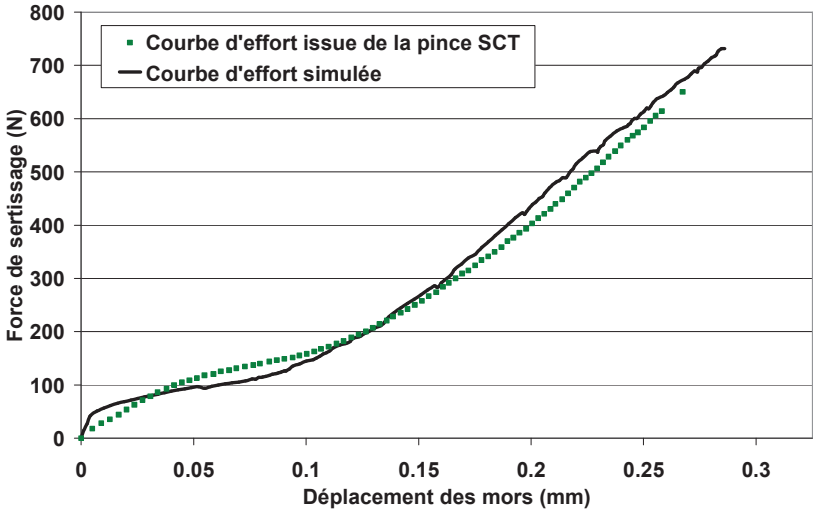


Figure 4-36 : Comparaison de la courbe d'effort simulée avec un relevé de pince à sertir SCT.

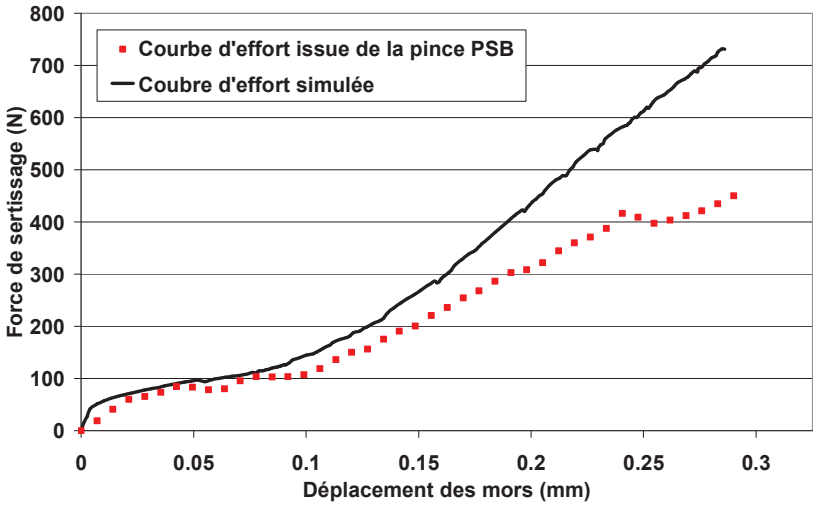


Figure 4-37 : Comparaison de la courbe d'effort simulée avec un relevé de pince à sertir PSB.

Le premier constat important est la différence de mesure entre les deux pinces prototypes. Pour rappel, la pince SCT est équipée de capteurs d'efforts installés sur les mors de sertissage tandis que la PSB réalise l'acquisition des efforts par le biais d'un capteur de couple installé sur le manche et d'une loi de levée qui convertit les données de couple ($N.m^{-1}$) en force (N).

La superposition des courbes issues de la SCT et de la simulation est convaincante. Les tendances de courbures sont globalement respectées, et les niveaux d'efforts en fin de sertissage sont très proches. Si l'on se concentre sur ce prototype de pince, la simulation semble fournir de très bons résultats quant à la prédiction des efforts de sertissage. En revanche, la pince PSB ne semble pas fournir un relevé d'effort en accord avec la simulation. Cette différence est-elle liée à une erreur dans la loi de levée ou à une imprécision de mesure des capteurs? Une étude avancée devra permettre de définir quelle pince prototype fournit les meilleurs résultats expérimentaux. En revanche, il est aujourd'hui impossible de continuer cette étude en essayant de valider nos modèles par des relevés issus de ces deux dispositifs. Les travaux du chapitre 5 seront donc essentiellement numériques, et une validation par des relevés expérimentaux sera une perspective de travail une fois que les incertitudes de mesures seront corrigées.

4.6.1.4. Comparaison des profils de coupes expérimentaux et simulés :

Il a également été important de vérifier que l'écoulement de la matière lors de la déformation était cohérent avec la réalité. L'objectif est de s'assurer que les épaisseurs des composants sont convenablement respectées en fin de procédé. Pour cela, nous avons réussi à extraire de sertissages réels les contours issus d'un plan de coupe dans la zone de profondeur d'indentation maximale. La Figure 4-38 permet de comparer ces profils aux profils issus des simulations numériques.

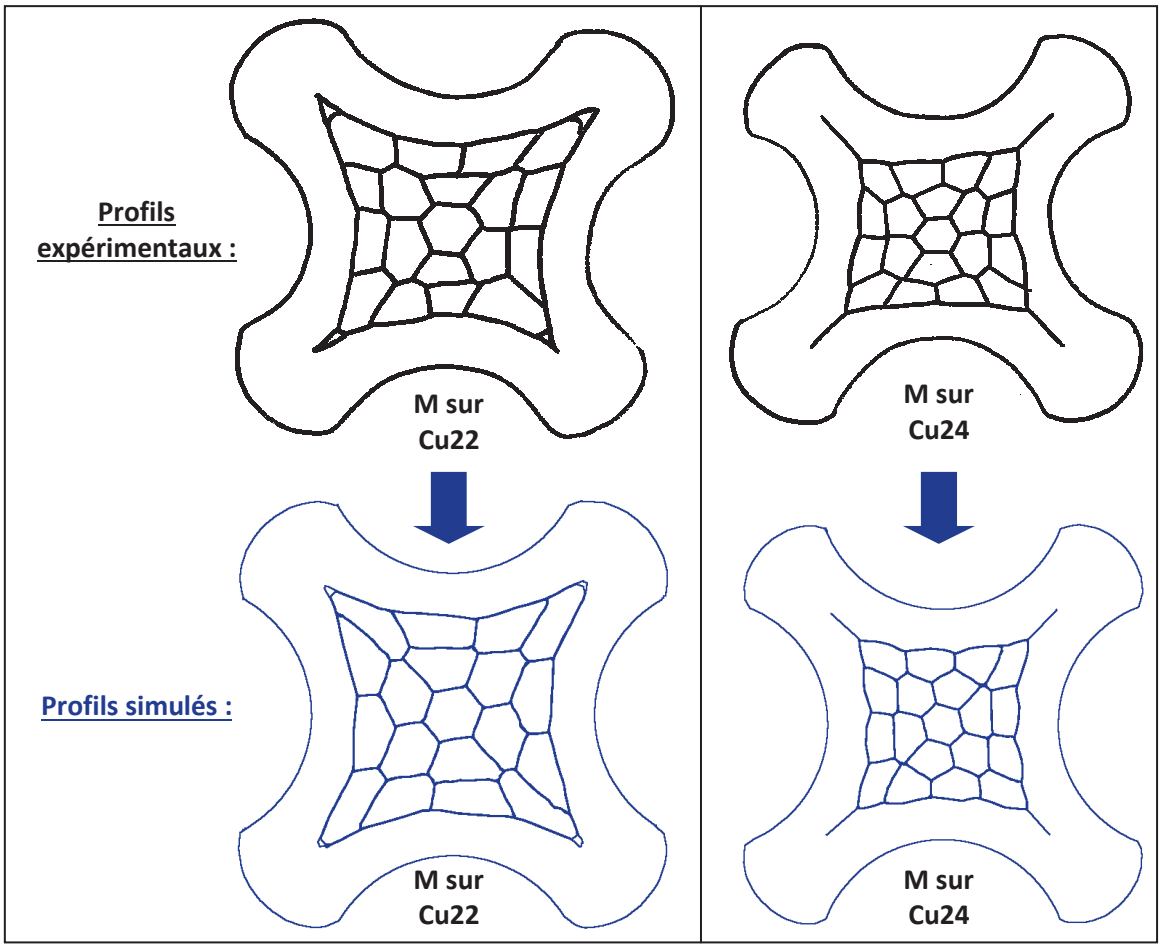


Figure 4-38 : Comparaison des profils de sertissages expérimentaux et simulés.

L'observation des profils de la Figure 4-38 permet de conclure sur différents points. Tout d'abord, la surface occupée par les différents composants dans le plan considéré semble être bien respectée. L'épaisseur du contact sous les empreintes est correctement prédite, ce qui est un point important pour la validité des calculs de tenue à l'arrachement qui sont à réaliser par la suite. D'autre part, l'allure des brins déformés dans les simulations est en parfait accord avec les observations expérimentales. Le brin central prend une forme hexagonale. Les brins périphériques s'allongent pour occuper l'espace et boucher les vides. Le taux de remplissage semble très proche entre les profils expérimentaux et les profils simulés. La légère différence peut s'expliquer par une variation du diamètre des brins ou du contact entre la simulation et les composants réels. Enfin, quelque soit le câble étudié, on peut constater que les brins engendrent une déformation des contacts en face interne des fûts. Ce constat est visible à la fois sur les profils expérimentaux et sur les profils issus des simulations numériques.

4.6.2. Résultats de la simulation de sertissage de la "Technologie aluminium" :

Les figures de ce paragraphe sont issues de deux modèles de sertissage d'un contact en cuivre de la technologie aluminium de jauge 22 sur un câble Alu22 composé de 6 brins d'aluminium et d'un brin de cuivre. Le premier modèle permet de simuler le sertissage électrique, tandis que le second modèle se focalise sur le sertissage d'étanchéité. La gaine du câble étant sertie pour assurer l'étanchéité, un corps déformable (en bleu) permet de modéliser cet objet. Ces modèles sont constitués de 210.000 nœuds chacuns, soit 860.000 éléments.

La Figure 4-39 présente deux visuels du sertissage électrique effectué au niveau de la férule en argent. Sur la figure (b), un plan de coupe a été utilisé pour visualiser la configuration initiale de la férule et sa déformation finale. N'ayant aucun moyen de déterminer les paramètres de loi de comportement pour l'argent de la férule, les calculs ont été menés en utilisant la rhéologie d'un aluminium Al99 de la librairie Forge® (cf. Annexe 3).

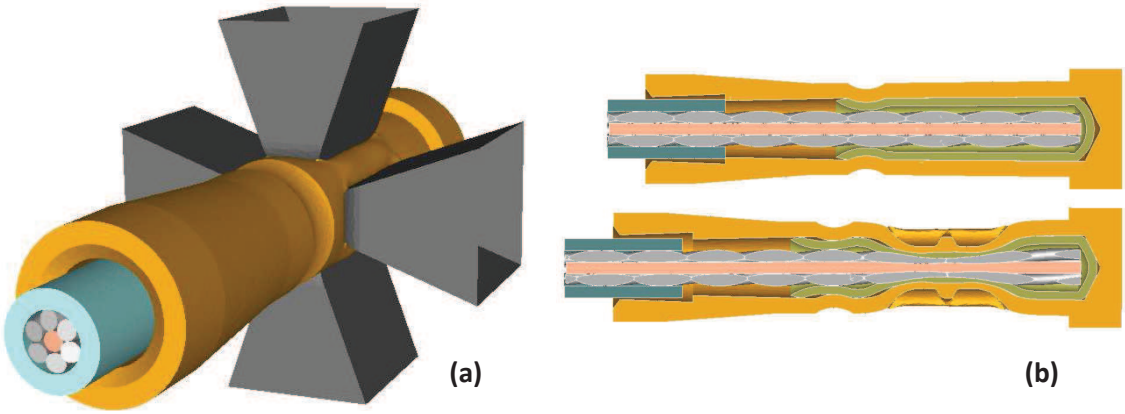


Figure 4-39 : Sertissage électrique d'un contact de la technologie aluminium sur un câble Alu22.

La Figure 4-40 est constituée de trois visuels permettant d'illustrer le procédé de sertissage d'étanchéité. Les six outils, par rotation dans le sens horaire (cf. Figure 4-40-(a)), sollicitent le contact et lui donne une forme hexagonale. Les images (b) et (c) permettent d'observer respectivement la forme du contact en fin de sertissage et la compaction de la gaine Teflon/Kapton dans le but d'assurer l'étanchéité à l'air.

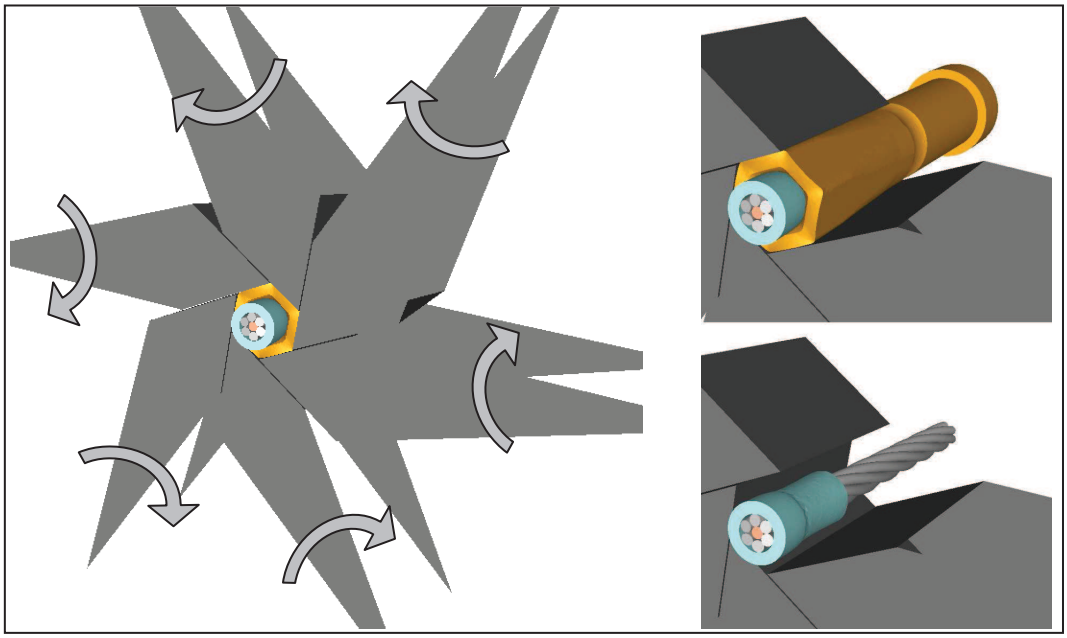


Figure 4-40 : Sertissage d'étanchéité d'un contact de la technologie aluminium sur un câble Alu22.

La Figure 4-41 permet finalement de comparer les allures des deux sertissages sur le contact en cuivre. Dans la réalité, il faudrait simuler les deux procédés dans un seul et même modèle puisque l'allongement du contact lié au sertissage électrique influe sur le sertissage d'étanchéité.

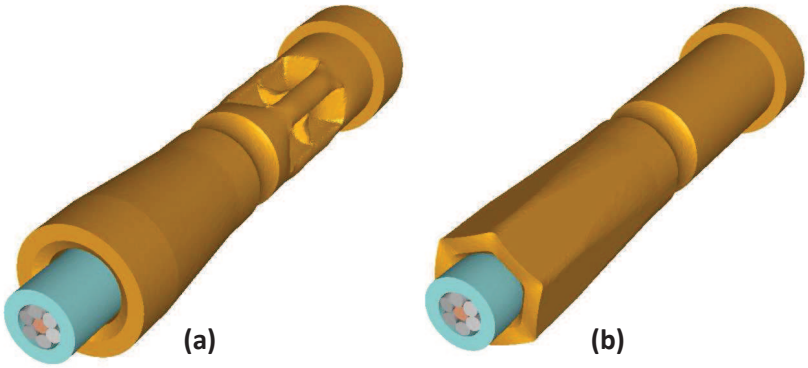


Figure 4-41 : Comparaison de la position et de la forme des deux types de sertissage : électrique (a) et étanchéité (b).

4.6.3. Non prise en contact de l'endommagement ductile de la matière :

Dans le cadre des procédés d'assemblage par déformations plastiques, les niveaux de déformations atteints peuvent rapidement être supérieurs à 100 %. Sous l'effet de ces hautes déformations, il est possible d'aboutir à l'apparition de micro défauts dans la matière, jusqu'à créer une macro fissure et entraîner la ruine du matériau. De nombreuses études, comme celle de Fayolle [FAY08] sur le rivetage auto poinçonneur, traitent de la caractérisation de l'endommagement de la matière.

Pour plusieurs raisons, cette caractérisation des processus d'endommagement n'est pas faite dans le cadre de notre étude. En ce qui concerne les brins de cuivre, les essais de traction ont mis en évidence une rupture fragile des échantillons. A titre d'exemple, si l'on observe les courbes expérimentales de traction de la Figure 2-7, aucun adoucissement n'est visible en fin d'essai. Les courbes sont strictement croissantes et la rupture intervient de manière brutale.

Pour compléter ces informations, le taux de triaxialité des contraintes a été calculé en un nœud d'un brin. Ce taux a été représenté sur le graphique (a) de la Figure 4-42. Il est accompagné d'un graphique (b) représentant la vitesse de déformation calculée en ce même nœud tout au long du procédé.

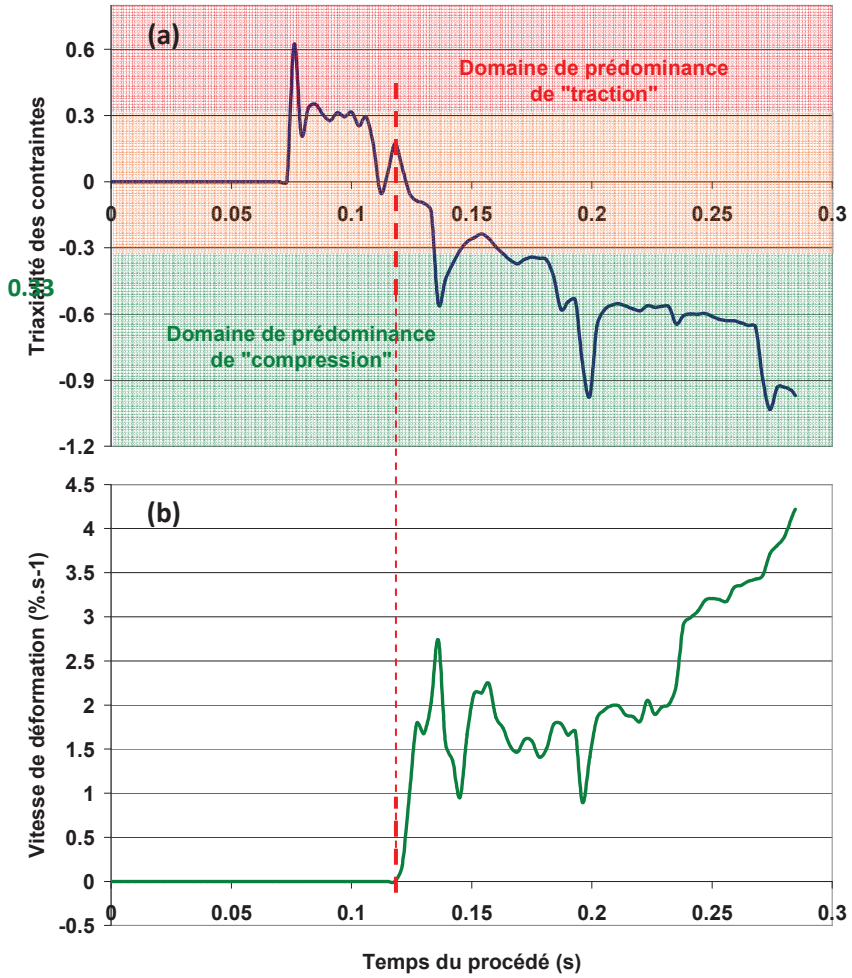


Figure 4-42 : Triaxialité des contraintes (a) et vitesse de déformation (b) en un nœud d'un brin au cours du procédé de sertissage.

L'analyse de ces deux courbes permet d'apporter des précisions sur le type de sollicitation prédominant dans le cas du procédé de sertissage et sur la probabilité d'apparition d'un endommagement de la matière.

En se basant sur les observations des résultats expérimentaux de Bridgman [BRI52], Bao [BAO05] affirme qu'un taux de triaxialité inférieur à -1/3 est caractéristique d'une sollicitation à prédominance de compression. L'endommagement est donc réduit. A l'inverse, un taux de triaxialité supérieur à 1/3 est caractéristique d'une sollicitation à prédominance de traction. L'endommagement est donc susceptible d'apparaître. Entre 1/3 et -1/3, la matière subit une sollicitation composée de mécanismes de traction et de compression. L'analyse du graphique ci-dessus permet de constater que la compression est la sollicitation prédominante dans la majeure partie du procédé.

Cao [CAO13] a traité de la modélisation de l'endommagement ductile sous trajets de chargements complexes. Dans le cadre de sa thèse, son étude bibliographique permet de rassembler les différentes méthodes employées pour intégrer l'endommagement à ses modèles. Il explique ainsi que de nombreux modèles sont basés sur une approche phénoménologique et que l'indicateur d'endommagement n'est alors pas lié à une propriété physique. Le paramètre d'endommagement est souvent défini comme la somme d'une fonction le long du trajet de chargement :

$$\int_0^{\bar{\varepsilon}_f} f(stress.state).d\bar{\varepsilon}_p = C_D \qquad (4\text{-}47)$$

où *f(stress.state)* est une fonction de l'état de contrainte, C_D est une constante du matériau à déterminer. Lorsque le cumul atteint la valeur C_D, l'endommagement est effectif. Par analyse de l'équation (4-47), les instants où la vitesse de déformation est nulle n'engendrent pas de cumul sur le critère et l'endommagement est nul. Par conséquent, avant 0.12 secondes du procédé, la valeur du taux de triaxialité importe peu car la vitesse de déformation est nulle.

Concernant les contacts en cuivre, la réalisation d'essais mécaniques permettant de déterminer les paramètres d'une loi d'endommagement a été compromise par les dimensions et la forme de nos objets. Cependant, une étude numérique simple a également permis de vérifier que la prise en compte de l'endommagement n'était pas justifiée au premier abord. La Figure 4-43 permet de visualiser la répartition du taux de triaxialité dans la zone d'indentation maximale. Les zones grisées correspondent aux zones où la triaxialité est supérieure à 0. La majorité de la matière est donc sollicitée en compression, ce qui nous permet d'écarter l'impact du mécanisme d'endommagement dans le procédé de sertissage.

Il aurait été intéressant de regarder la triaxialité des contraintes à chaque instant de calcul, pour s'assurer que celle-ci n'a pas été positive à un instant au cours du procédé.

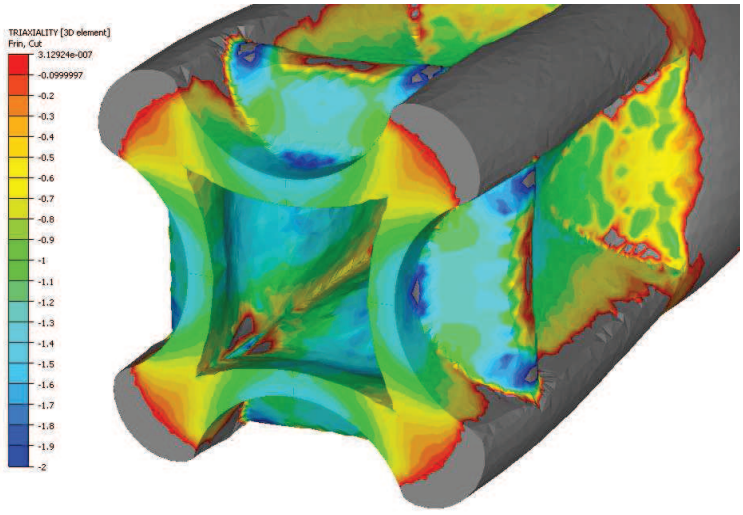


Figure 4-43 : Taux de triaxialité des contraintes en fin de sertissage.

4.7. Conclusion du chapitre :

Ce quatrième chapitre a traité de la mise au point des simulations de sertissage de référence pour les technologies cuivre et aluminium. Au préalable, un rappel des principales équations de la mécanique des milieux continus, du calcul par éléments finis et des méthodes de résolution utilisées dans Forge3® a été fait.

Les résultats de la pré étude au travail de thèse ont été exposés. Cette étude a débuté par la mise au point de modèles 2D du sertissage. L'utilisation de plans de symétrie a permis de réduire significativement les temps de calcul, afin de tester l'impact du coefficient de frottement sur les efforts de sertissage. En revanche, l'impossibilité de simuler l'aspect torsadé des brins et de pouvoir mettre en données les simulations d'arrachement à partir des résultats de sertissage a obligé l'arrêt du travail sous des hypothèses 2D. Cette pré étude a également permis de vérifier la capacité du logiciel Forge® à mener une simulation tridimensionnelle du procédé de sertissage.

Dans un second temps, le chapitre s'est orienté vers le travail de mise au point des modèles de référence de sertissage. Pour les deux technologies de sertissage, l'observation attentive et l'analyse dimensionnelle de chaque type d'échantillon a permis la création des maillages précis pour le calcul par éléments finis. Le paramétrage de la hauteur de presse nous a poussé à réaliser une étude approfondie pour vérifier la profondeur d'indentation effective. A notre échelle, une erreur de quelques micromètres de la profondeur de sertissage peut mener à une mauvaise prédiction des mécanismes de rupture et des efforts associés.

Les observations expérimentales ont mis en évidence une différence de mesure entre profondeur d'indentation théorique et mesure effective des empreintes sur contacts polis. La recherche de techniques permettant de diagnostiquer l'origine de ces différences a fait l'objet d'un travail important dans le cadre de la thèse. Finalement, l'analogie faite avec les contacts sollicités par "Sertissage Cemef" et la fiabilité du logiciel Forge® dans le cas de calculs de mise en forme ont permis de conclure à l'indépendance de ces différences de mesure par rapport à un quelconque retour élastique de la matière. Nous supposons que des rattrapages de jeux ou des déflexions de mécanismes dans la pince sont à l'origine des imprécisions mesurées. Cette clarification faite, le chapitre a permis de présenter les résultats des modèles de référence pour les deux technologies. En particulier, la présentation du sertissage d'étanchéité de la technologie aluminium et de la cinématique d'outils spécifiques ont pu être menées.

Chapitre 5 : Application industrielle de l'étude numérique :

5.1. Introduction du chapitre : 145
5.2. Méthode de validation d'un sertissage : 146
5.2.1. Critère de validité du sertissage : "courbes enveloppes" : 146
5.2.2. Détermination des "Courbes enveloppes" : 147
5.3. Simulation de la tenue mécanique d'un contact serti : 148
5.3.1. Objectif de ce type de modèle : 148
5.3.2. Paramétrage des interactions : 148
5.3.3. Définition des maillages : 148
5.3.3.1. Principe général : 148
5.3.3.2. Troncature des données pour l'analyse des résultats : 149
5.3.3.3. Prise en compte ou non de l'histoire des sollicitations : 150
5.4. Etude des résultats de simulations : 153
5.4.1. Impact de la méthode d'obtention des paramètres rhéologiques : 153
5.4.1.1. Paramètres issus des essais de traction et de compression : 153
5.4.1.2. Paramètres issus des essais de microcompression et "Sertissage CEMEF" : 155
5.4.2. Impact d'une erreur de câble : 156
5.4.3. Impact des géométries : 162
5.4.3.1. Tolérance des dimensions des contacts : 162
5.4.3.2. Tolérance du diamètre des brins : 165
5.4.3.3. Tolérance de la torsion des brins : 168
5.4.4. Impact des traitements thermiques : 171
5.4.4.1. Traitements thermiques valides : 171
5.4.4.2. Défauts de traitements thermiques : 172
5.4.5. Impact d'un sous sertissage extrême : 175
5.4.6. Impact des fournisseurs : 176
5.5. Conclusion du chapitre : 179

5.1. Introduction du chapitre :

Dans le cadre des précédents chapitres, la caractérisation des comportements rhéologiques des matériaux et la mise au point des modèles numériques de sertissage ont été détaillées. Ce cinquième et dernier chapitre permet de faire le lien avec la thématique industrielle du travail de thèse.

L'objectif final du projet PSI est de concevoir une pince à sertir à contrôle intégré capable, en temps réel, de diagnostiquer la validité d'un sertissage. Par "sertissage valide", nous considérons l'ensemble des sertissages qui, sollicités en tenue mécanique, répondent aux valeurs d'efforts d'arrachement minimales imposées par les normes des partenaires industriels. Ces partenaires souhaitent faire le lien entre "courbe d'effort de sertissage" et "tenue à l'arrachement". A terme, la pince devra faire l'acquisition des efforts de sertissage, comparer la courbe obtenue à un critère de validité défini sous forme de "courbe enveloppe" pour chaque couple contact/câble et prévoir si l'assemblage réalisé est conforme.

Nous savons que les deux prototypes à notre disposition ne fournissent pas les mêmes relevés d'efforts de sertissage. Par ailleurs, nous n'avons aucun moyen, à l'heure actuelle, de définir quelle pince est la plus précise. Par conséquent, aucune comparaison directe de nos modèles numériques ne sera faite avec les relevés expérimentaux de sertissage.

Dans ce chapitre, le concept de "courbe enveloppe de sertissage" sera exposé. La méthode employée pour la mise au point des modèles d'arrachement fera l'objet d'une seconde partie. Enfin, l'ensemble des configurations de sertissage, plus ou moins critiques au regard des normes des partenaires industriels, seront présentées et analysées. L'impact d'une erreur opérateur, d'un défaut de géométrie, d'un traitement thermique défectueux ou d'un changement de fournisseur sont autant de cas qui seront présentés à l'issu de ce chapitre. Les simulations de tenue mécanique associées seront également exploitées, dans le but de vérifier le comportement du logiciel Forge® et de valider la faisabilité de la mise en place du concept de "courbe enveloppe de sertissage".

5.2. Méthode de validation d'un sertissage :

5.2.1. Critère de validité du sertissage : "courbes enveloppes" :

Le projet PSI doit aboutir à la mise au point des prototypes de pinces à sertir à contrôle intégré. Par ailleurs, il faut déterminer les critères de validité de sertissages sous la forme de "courbes enveloppes de sertissage". L'analyse fine des données de sertissages expérimentaux et simulés, couplée à l'étude de la tenue à l'arrachement de chaque configuration, doit permettre la mise en place, pour tout couple contact/câble, d'une courbe enveloppe. Pour qu'un sertissage soit considéré comme valide, il faut que sa courbe d'effort soit inscrite dans cette enveloppe. La Figure 5-1 permet de mieux appréhender ce concept de courbes enveloppes. Dans ce cas de figure, le sertissage serait considéré comme "valide".

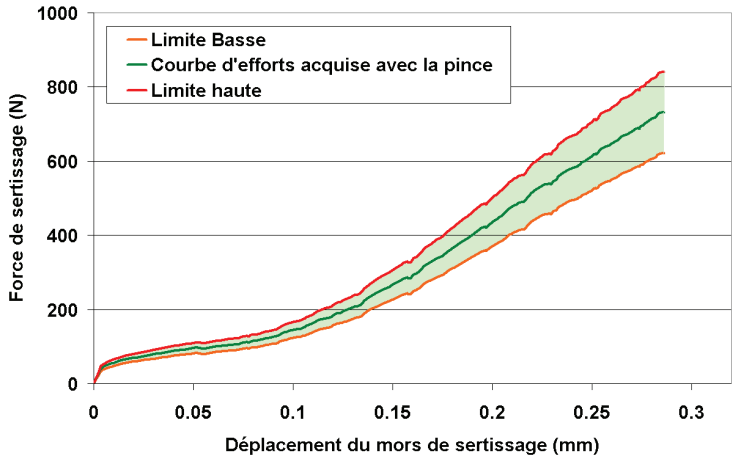


Figure 5-1 : Illustration du critère de validité par comparaison à une courbe enveloppe : cas d'un sertissage valide.

Pour un couple contact/câble donné, de nombreux paramètres peuvent influencer l'allure et le niveau de la courbe d'efforts de sertissage :

• Les paramètres géométriques sont parmi les plus importants et les plus délicats à maîtriser. Les normes industrielles définissent des valeurs minimales et maximales pour chaque dimension des contacts (diamètre interne et externe des fûts) et des brins (diamètre nominal, pas de torsadage). En parallèle, des défauts de concentricité ou d'aspect (rayures) peuvent être observés sur certains échantillons.

• Le comportement des matériaux est également à prendre en compte. Les traitements thermiques subis lors de la mise en forme ou les nuances de cuivre et d'aluminium utilisées dans la fabrication des brins et des contacts sont autant de facteurs qui auront un impact sur les relevés d'efforts de sertissage et sur la tenue à l'arrachement.

• Les paramètres propre au procédé de sertissage, à savoir la forme des mors, leur usure et leur profondeur de pénétration, joueront un rôle déterminant sur les performances de tenue. Comme a pu le montrer Hayner [HAY67] dès 1967, un sous sertissage engendrera un glissement de la corde dans le contact, limitant la valeur maximale de tenue à l'arrachement. En revanche, un sur sertissage provoquera une fragilisation du câble et une rupture prématurée lors de la sollicitation en traction.

En étudiant conjointement l'ensemble de ces paramètres, les industriels souhaitent déterminer les deux courbes d'efforts de sertissage critiques (min et max) liées à un couple contact/câble et permettant de valider le critère de tenue à l'arrachement. Sur le graphique de la Figure 5-1, ces deux courbes sont représentées en rouge (limite haute) et en orange (limite basse). La théorie que nous souhaitons valider veut que tout sertissage donnant un effort se situant dans l'enveloppe verte soit considéré comme valide, c'est-à-dire que la tenue à l'arrachement de l'assemblage réponde aux normes industrielles. A contrario, si un sertissage voit sa courbe d'effort suivre un chemin hors de l'enveloppe déterminée, la pince électronique devrait mentionner à l'opérateur une malfaçon et permettre d'identifier son origine. La Figure 5-2 permet d'illustrer un cas de mauvais sertissage. Ce cas pourrait être obtenu suite à une erreur de l'opérateur. L'allure nous conduit à penser que le sertissage d'un contact sur un câble trop fin est à l'origine de cette malfaçon.

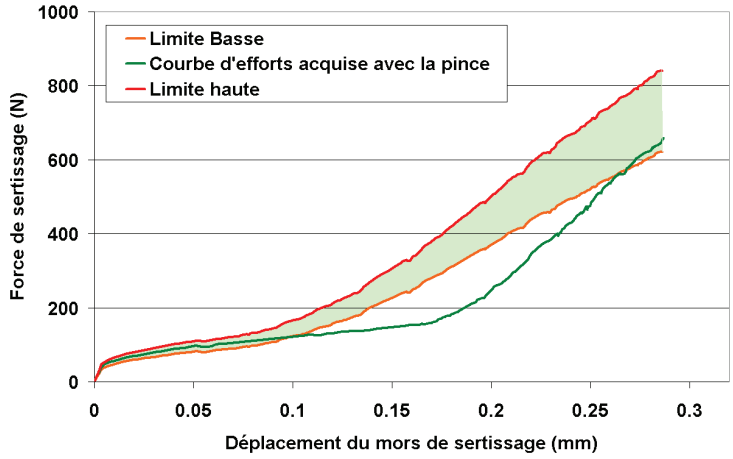


Figure 5-2 : Illustration du critère de validité par comparaison à une courbe enveloppe : cas d'un sertissage non valide.

5.2.2. Détermination des "Courbes enveloppes" :

Dans le cadre du projet, les courbes enveloppes sont déterminées de manière expérimentale sur la pince PSB. Une loi de probabilité est employée. Trente sertissages considérés comme valides (contacts et câbles vérifiés avant essais) sont réalisés avec un prototype instrumenté sur un couple contact/câble donné afin d'obtenir les courbes d'effort associées. Les industriels vérifient que l'ensemble des courbes répond à une loi normale (courbe de Gauss). "Répondre à une loi normale" signifie que, statistiquement et pour un grand nombre d'individus (minimum 30), l'ensemble des courbes se trouve dans une courbe de Gauss enveloppant 98% de la population.

Cette méthode permet de faire intervenir plusieurs paramètres aléatoires et indépendants tels que le dimensionnel et la dureté de la matière. Dans le cadre du projet, la courbe moyenne des données expérimentales est calculée et deux courbes basse et haute formant l'enveloppe sont déterminées en prenant plus ou moins trois écarts types par rapport à la courbe moyenne. Cette approche est appliquée sur tous les points de chaque courbe, après interpolation de manière à ce que toutes les courbes aient les mêmes points de mesure en abscisse.

Une fois les courbes enveloppes déterminées, des tests de sertissage sur contacts volontairement défectueux (mauvais traitement thermique) sont réalisés pour s'assurer que l'utilisation de plus ou moins trois écarts types ne soit pas trop laxiste. Si une courbe de sertissage sur contact défectueux se rapproche trop de la courbe enveloppe, les partenaires réduisent l'enveloppe à plus ou moins deux écarts types et demi.

Pour la mise en place des courbes enveloppes, cette méthode a été utilisée sur des échantillons provenant d'un seul fournisseur. Les courbes enveloppes ne tiennent donc pas compte du paramètre "variabilité liée au fournisseur". Cette base de données d'entrée incomplète explique que certaines courbes de sertissage n'entrent pas dans les courbes enveloppes établies.

5.3. Simulation de la tenue mécanique d'un contact serti :

5.3.1. Objectif de ce type de modèle :

Pour rappel, l'objectif du sertissage est double. Il doit permettre d'assurer une résistance mécanique minimale et une continuité électrique. Ce second critère n'est pas étudié dans le cadre de cette thèse.

La vérification des courbes enveloppes par le biais de la simulation passe également par la modélisation de la tenue mécanique. Elle doit permettre de valider ou non les paramètres de sertissage (profondeur d'indentation, paramètre géométriques, etc.). Il faut s'assurer que, si une courbe d'effort de sertissage se situe entre les courbes enveloppes, alors la résistance à l'arrachement de l'assemblage correspond toujours aux prescriptions des normes. Ces normes imposent une tenue minimale à l'arrachement de 60N pour un câble Cu22 serti et de 55N pour un câble Cu24 serti. Nous ne pourrons pas réaliser de comparaison directe des courbes de traction car la longueur de câble est différente.

Pour vérifier cette tenue mécanique, la simulation est un outil puissant. Elle va permettre de faire varier nos paramètres dimensionnels (diamètres des brins, diamètres des contacts, pas de torsadage), rhéologiques (traitements thermiques, fournisseurs) ou de procédé bien plus facilement qu'une étude expérimentale, dont la dispersion naturelle des dimensions géométriques des échantillons ne permet aucune conclusion fiable.

5.3.2. Paramétrage des interactions :

Dans le cadre des simulations d'arrachement, le type de frottement et la valeur du coefficient de Coulomb sont primordiaux. Par souci de rigueur, et parce que l'étude du frottement a été difficile dans notre projet, l'utilisation des valeurs de frottement identifiées pour le cas des simulations de sertissage s'est imposée. Par conséquent, un coefficient μ de 0.27 caractérise le frottement entre contact et brins. Un coefficient de 0.37 caractérise le frottement des brins entre eux.

5.3.3. Définition des maillages :

5.3.3.1. Principe général :

Après réalisation du sertissage, les corps déformables ayant subi une déformation plastique sont caractérisés par des états physiques différents de ceux d'origine. Les déformations et contraintes résiduelles caractérisent le nouvel état de la matière et sont à prendre en compte pour simuler convenablement l'arrachement de contacts sertis [FAY08].

En important les maillages finaux issus des simulations de sertissage, le logiciel Forge® conserve également l'ensemble des champs physiques aux nœuds et aux éléments des maillages. La Figure 5-3 (a) permet de visualiser la répartition des contraintes de von Mises dans le contact et les brins en début d'arrachement avant retour élastique. Pour éviter un calcul intermédiaire de retour élastique, la solution de débuter le calcul de tenue mécanique avec les maillages des corps n'ayant pas encore subi le retour élastique a été choisie. Le retour élastique et la relaxation de contraintes

associée ont lieu durant les premiers incréments de calcul d'arrachement. La Figure 5-3 (b) présente l'état des contraintes après le premier incrément de calcul.

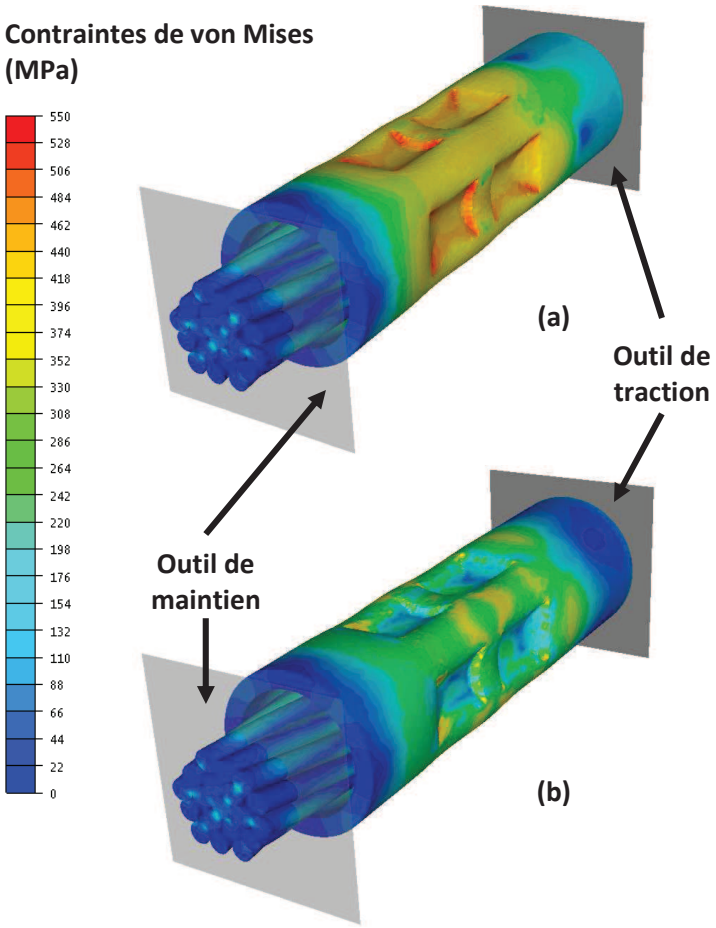


Figure 5-3 : Champs de contraintes du système contact câble en fin de sertissage (début d'arrachement) avant (a) et après (b) retour élastique.

Comme on peut le voir sur la Figure 5-3, deux corps rigides plans sont utilisés pour simuler les conditions aux limites de la tenue mécanique. L'outil de traction, lié au contact par l'intermédiaire d'un frottement bilatéral collant, permet de tirer le contact. L'outil de maintien, lié aux brins par l'intermédiaire du même type de contact (bilatéral collant), permet de maintenir l'extrémité des brins. Ce second plan est volontairement interpénétré avec les brins pour assurer le blocage total des nœuds.

5.3.3.2. Troncature des données pour l'analyse des résultats :

Notre modèle ne faisant pas intervenir de critère d'endommagement, le recours à un post traitement des données simulées est effectué. Telle que paramétrée, la simulation ne permet pas de représenter fidèlement la rupture du câble. A partir d'une certaine hauteur de presse, la distorsion et l'amincissement excessifs des éléments de maillage conduit à la diminution progressive des efforts de traction, comme on peut l'observer sur la courbe rouge de la Figure 5-4.

Cependant, les essais expérimentaux de traction de brins se caractérisent par une rupture franche, et non par un adoucissement de la réponse mécanique. De même, les essais expérimentaux de traction de contacts sertis ayant abouti à la rupture du câble sont caractérisés par une rupture instantanée des brins.

Les essais de traction sur brins de cuivre ont permis de déterminer la valeur de déformation à la rupture de nos différents échantillons. Pour les câbles Cu22 et Cu24 étudiés dans ce chapitre, cette valeur de déformation à la rupture en traction se situe autour de 15%. D'un point de vue numérique, il aurait pu être intéressant de modéliser la rupture en utilisant une méthode de "kill element". Cette méthode se caractérise par la suppression forcée des éléments qui atteindraient une valeur de déformation seuil (15% dans notre cas). Néanmoins, le procédé de sertissage induit des déformations dans les brins pouvant atteindre 80% dans la zone sertie. Par conséquent, tous les noeuds dont la déformation serait supérieure à 15% en début de simulation d'arrachement seraient instantanément supprimés. L'usage de l'option de "kill element" n'est donc pas viable.

La solution proposée a été d'effectuer un post traitement de toutes les simulations de tenue mécanique. Par analyse des cartographies de déformations équivalentes des brins, nous avons déterminé la valeur de déplacement de l'outil correspondant à la déformation d'environ 15% de la zone de rupture finale. Cette technique a permis de tronquer les relevés d'efforts de tenue mécanique pour simuler une rupture franche des brins. Dans le cas de la Figure 5-4, la technique de troncature permet d'obtenir la courbe verte pointillée à partir de la courbe d'effort initiale (tracée en rouge).

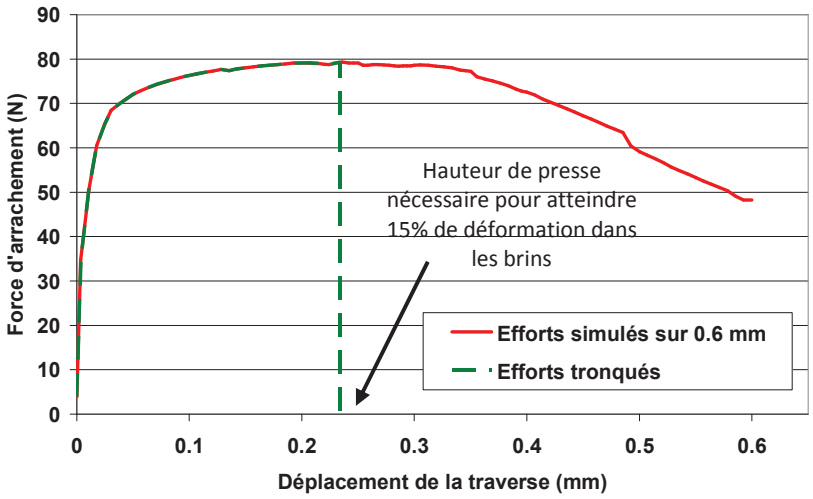


Figure 5-4 : Principe de la troncature des données en fonction des niveaux de déformation dans les brins.

5.3.3.3. Prise en compte ou non de l'histoire des sollicitations :

La possibilité de récupérer l'ensemble des champs physiques associés à la matière est un atout indéniable du logiciel Forge®. Comme Porcaro [POR06], Bouchard [BOU08] et Fayolle [FAY08], une étude a été menée pour caractériser l'influence de la prise en compte de l'histoire de la mise en forme dans les simulations de tenue mécanique de l'assemblage serti. Nous avons comparé les résultats d'une simulation d'arrachement de référence dans laquelle les champs physiques ont été conservés à une simulation dans laquelle les maillages sont géométriquement identiques, mais où les valeurs des champs physiques ont été réinitialisées. Le Tableau 5-1 rassemble les informations relatives au modèle de référence.

	Valeurs de paramétrage
Dimensions des corps déformables	Dimensions nominales issues des normes
Matériau du contact	Déterminée par analyse inverse de "Sertissage CEMEF" : M _ Lot 1
Matériau des brins	Déterminée par analyse des essais de traction : Cu22
Déplacement des mors de sertissage	0.215 mm de déplacement par mors pour une distance finale entre mors de 0.76 mm

Tableau 5-1 : Synthèse des paramètres de simulation du modèle de référence.

La Figure 5-5 est constituée de deux cartographies des contraintes de von Mises de nos deux modèles. Pour ne pas visualiser un système uniformément bleu en (b), ces deux visuels ont été obtenus après une traction infime de 0.005 mm. Ils permettent de constater que les champs physiques, et notamment les contraintes résiduelles, ont effectivement été réinitialisés.

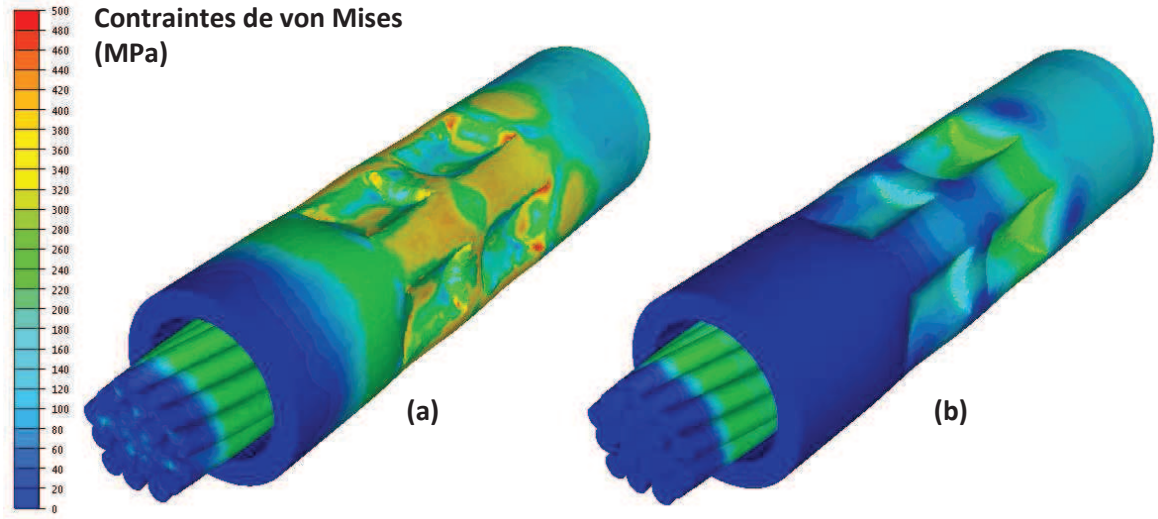


Figure 5-5 : Répartition des contraintes de von Mises après une traction de 0.005 mm pour les modèles tenant compte de l'histoire des sollicitations (a) ou ayant subi une réinitialisation des grandeurs physiques (b).

En fin de simulation, l'impact important d'une telle réinitialisation a été constaté. Les visuels de la Figure 5-6 illustrent le fait que la rupture ne soit pas localisée au même endroit dans les deux modèles. Dans le cas de référence, la rupture apparaît dans une zone non sollicitée au sertissage. En revanche, dans le cas réinitialisé, la rupture a lieu dans la zone du sertissage où la section des brins a été amincie.

Dans le cas de référence, l'amincissement des brins est compensé par un écrouissage de la matière et une augmentation significative de la limite élastique dans cette zone. Par conséquent, la matière écrouie résistera plus longtemps à la sollicitation en traction, ce qui se traduira par une rupture dans une zone vierge du câble. Ce constat avait déjà été réalisé expérimentalement par Hayner [HAY67] en 1967. Dans le cas réinitialisé, toute donnée relative à l'écrouissage est "effacée". Par conséquent, l'amincissement des brins est le seul paramètre qui va localiser la rupture du câble dans cette zone sertie.

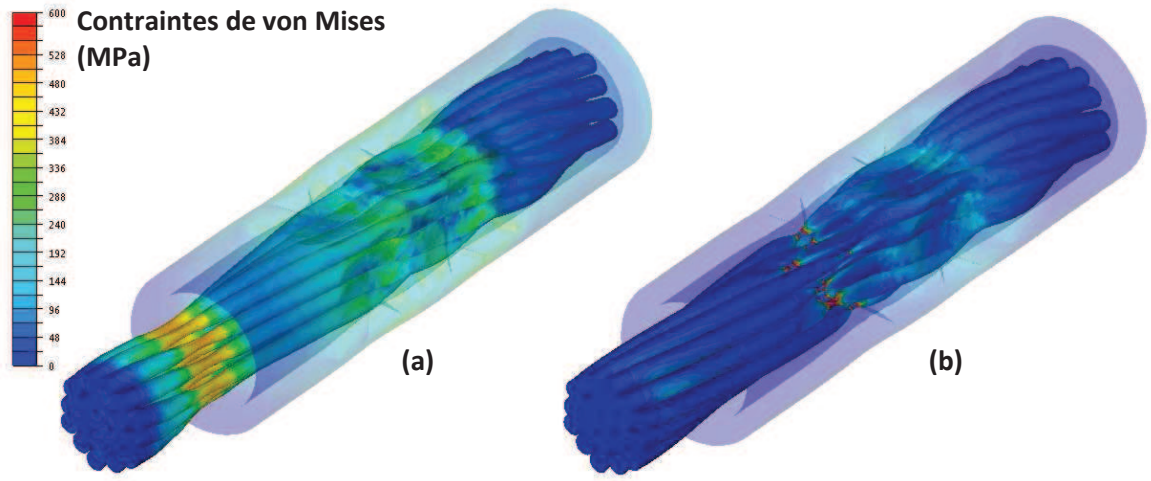


Figure 5-6 : Différence de localisation de la rupture en fonction de la prise en compte de l'histoire des sollicitations (a) ou sans prise en compte des champs physiques (b).

Sur le graphique de la Figure 5-7, on superpose les courbes d'efforts d'arrachement simulées avec et sans prise en compte de l'histoire des sollicitations. On observe que l'amincissement des brins et la non prise en compte de l'histoire implique une diminution significative de la résistance à la traction de l'assemblage et de la course de la traverse avant rupture des brins.

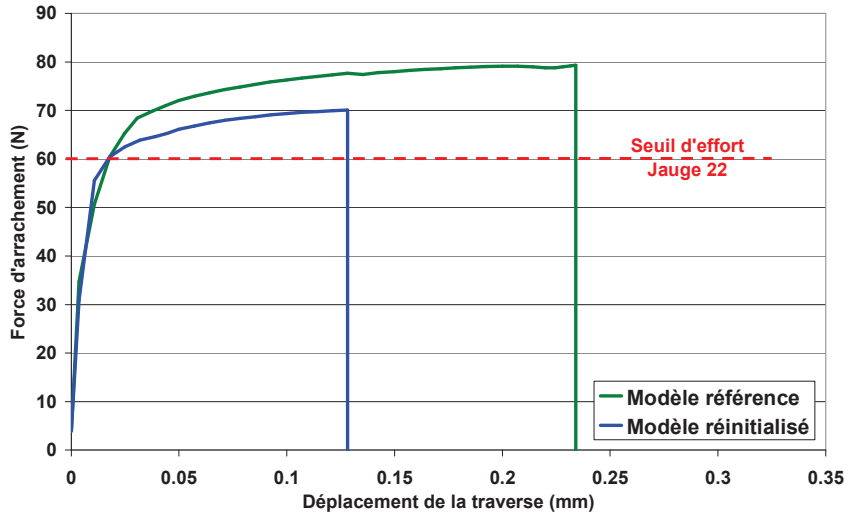


Figure 5-7 : Comparaison des courbes d'efforts d'arrachements simulées avec et sans prise en compte de l'historique des sollicitations.

Dans le cas limite d'un sous-sertissage, cette diminution des efforts n'entraîne pas d'invalidation en terme de niveau d'effort à respecter pour la norme. Le seuil de 70 N obtenu est supérieur au minimum imposé de 60 N pour un câble de jauge 22. En revanche, il est possible qu'un sertissage plus profond engendre un amincissement significatif des brins. Si l'on ne prend pas en compte l'histoire des sollicitations, il est possible qu'un sertissage en réalité valide soit invalidé par une simulation qui sous-estime les efforts de tenue.

5.4. Etude des résultats de simulations :

Ce paragraphe va présenter l'ensemble des résultats et analyses associés à l'étude de différents paramètres sur les efforts de sertissage et sur la tenue à l'arrachement des contacts sertis. L'ensemble des calculs a été mené sur une machine de calcul dont les caractéristiques sont les suivantes :

- Système d'exploitation : Windows Seven 64Bits.

- Processeur : Intel Xeon CPU X5675 @ 3.07GHz (12 cœurs).

- Mémoire vive (RAM) : 24 Go.

L'ordre de grandeur des temps CPU en fin de thèse (avec modèles les plus aboutis) était de 24h à 36h pour les modèles numériques de sertissage et d'arrachement.

5.4.1. Impact de la méthode d'obtention des paramètres rhéologiques :

5.4.1.1. Paramètres issus des essais de traction et de compression :

Comme détaillé dans le Chapitre 3, les paramètres rhéologiques des brins ont été déterminés de deux manières. La réalisation d'essais de traction a permis de déterminer un premier jeu de paramètres par analyse directe. Les essais de micro compression de brins ont mené, quant à eux, à la détermination d'un second jeu de données pour chaque type de brins. L'impact de ces deux types de rhéologies a été vérifié dans le cadre de simulations de sertissage et de simulations de tenue mécanique [PET13-2].

Le graphique de la Figure 5-8 superpose les courbes d'efforts de sertissage d'un contact M sur un câble Cu22 avec les deux types de lois de comportement déterminés pour les brins. Les jeux de paramètres sont rassemblés dans le Tableau 5-2.

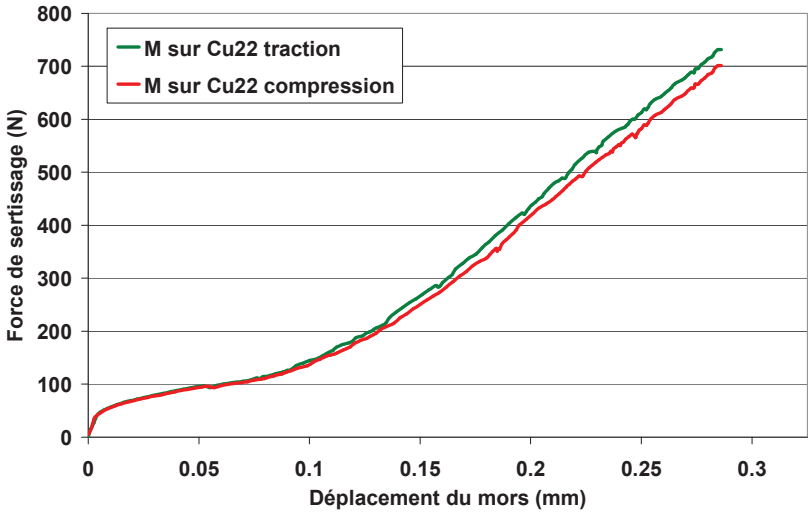


Figure 5-8 : Impact de la rhéologie des brins sur les efforts de sertissage.

	Paramètres rhéologiques		
Cu22 (traction)	K= 115 MPa	a= 1,27	n= 0,52
Loi linéaire puissance	E= 110.000 MPa		
Cu22 (compression)	K = 98 MPa	a= 1,28	n= 0,46
Loi linéaire puissance	E= 110.000 MPa		

Tableau 5-2 : Synthèse des paramètres matériaux obtenus pour les brins de câbles Cu22 en traction et en compression.

Le jeu de paramètres rhéologiques n'a pas d'influence notable sur les efforts de sertissage. Les paramètres d'écrouissage a et n étant proches, seule la consistance K génère une déviation progressive des efforts au cours du procédé. L'analyse exclusive du procédé d'assemblage ne permet pas de définir le trio de paramètres le plus représentatif de la réalité. L'étude a donc été poursuivie en simulant la tenue mécanique de l'assemblage.

Le graphique de la Figure 5-9 superpose les courbes d'efforts d'arrachement obtenus avec les deux configurations précédentes.

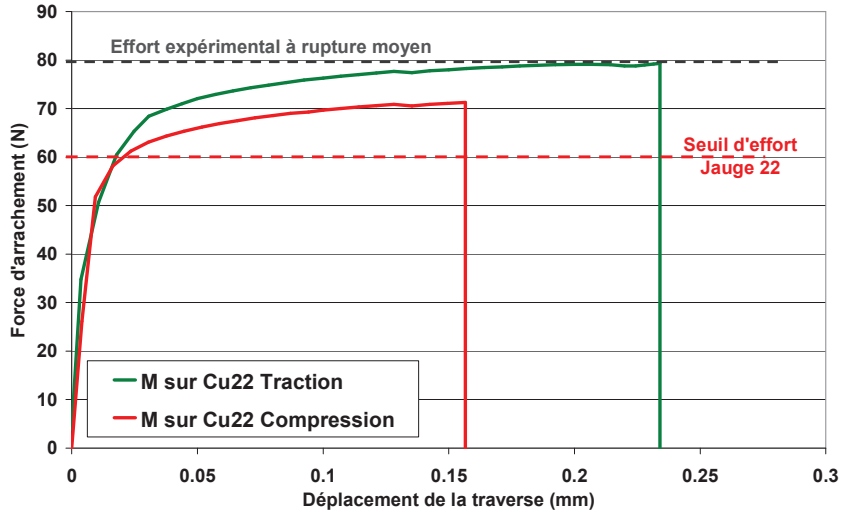


Figure 5-9 : Impact de la rhéologie des brins sur les efforts de tenue à l'arrachement.

Cette fois ci, les niveaux d'efforts maximums atteints sont directement impactés par le trio de paramètres considéré. Avec une contrainte seuil plus faible, la rhéologie déterminée en compression permet de simuler des efforts maximums de l'ordre de 72 N. La rhéologie déterminée en traction surévalue les mêmes efforts à 80 N environ.

Pour effectuer l'analyse des ces résultats, nous avons tracé des courbes expérimentales de tenue mécanique sur le graphique de la Figure 5-10. Ces relevés ont été obtenus en fixant le contact et l'extrémité du câble dans deux mors mécaniques. Il n'a pas été possible de superposer les courbes expérimentales et simulées car l'amplitude des valeurs de déplacement de la traverse expérimentale est plus importante que l'amplitude dans les modèles numériques. Par ailleurs, pour comparer la simulation avec des résultats expérimentaux fiables, seuls deux échantillons sertis sur câble Cu22 ont pu être testés en traction.

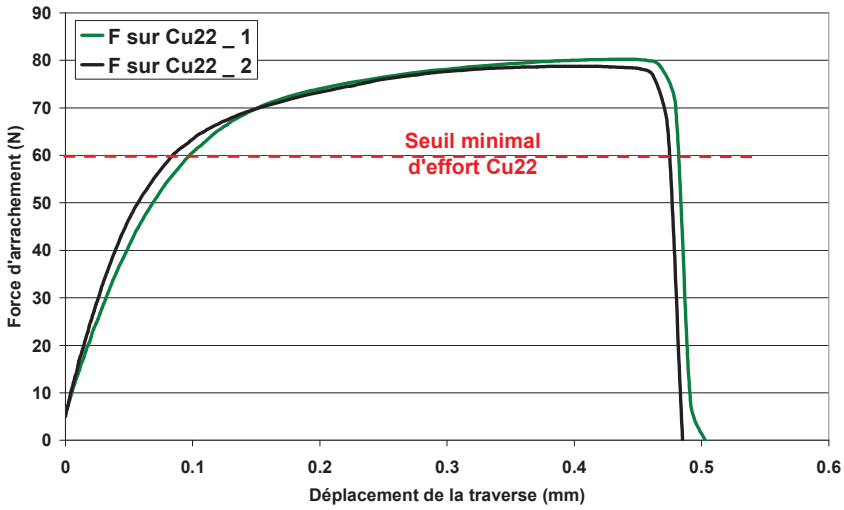


Figure 5-10 : Courbes expérimentales des efforts de tenue à l'arrachement de contact sertis sur câble Cu22.

Plusieurs facteurs permettent d'orienter notre choix dans la détermination de la loi de comportement la plus fiable :

• Les essais de traction, par recours à une instrumentation fiable en terme de détermination des déformations (vidéotraction®) et des efforts (capteur de 100N), n'ont pas été impactés par le cédage du dispositif.

• Les essais de micro compression, de part les limitations de la platine de déplacement et l'architecture globale du système, laissent supposer un cédage important du dispositif. Les faibles valeurs identifiées pour le module d'Young appuient cette hypothèse.

• La simulation de tenue à l'arrachement de contacts sertis engendre une sollicitation des brins de type "traction".

• La comparaison des niveaux maximums d'efforts des courbes de la Figure 5-9 avec ceux des courbes expérimentales d'arrachement de la Figure 5-10 prouve une meilleure prédiction des efforts avec la rhéologie déterminée en traction.

Pour toutes ces raisons, nous allons dorénavant privilégier l'usage des jeux de paramètres matériau déterminés en traction dans les études numériques de ce chapitre.

5.4.1.2. Paramètres issus des essais de microcompression et "Sertissage CEMEF" :

Les paramètres rhéologiques des contacts standards (dont les traitements thermiques sont valides) ont été déterminés de deux manières. La réalisation d'essais de micro compression a permis de déterminer un premier jeu de paramètres par analyse directe. Les essais de "Sertissage CEMEF" ont, quant à eux, abouti à la détermination d'un second jeu de données pour chaque contact M et F. Nous avons supposé que le dispositif de "Sertissage CEMEF" compense les problèmes de cédage machine du dispositif de micro compression. L'impact de ces deux types de rhéologies a été vérifié dans le cadre de simulations de sertissage.

Le graphique de la Figure 5-11 superpose les courbes d'efforts de sertissage d'un contact M sur un câble Cu22 avec les deux types de lois de comportement déterminées pour les brins. Les jeux de paramètres sont rassemblés dans le Tableau 5-3.

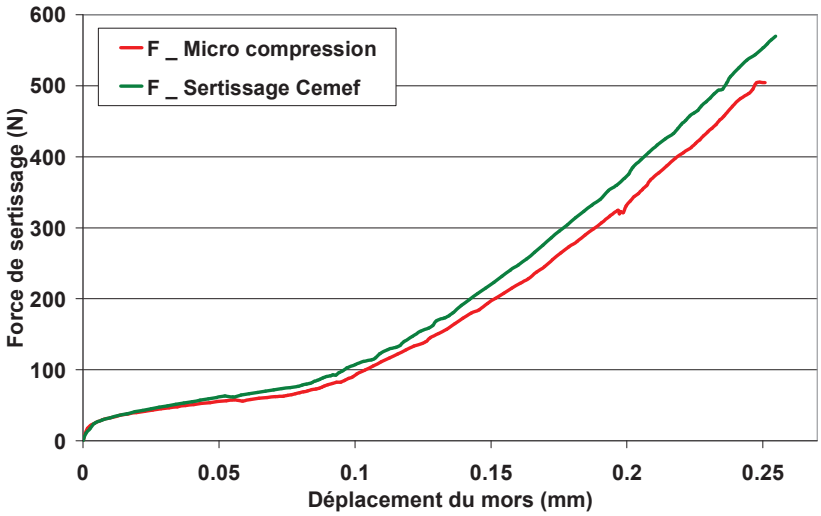


Figure 5-11 : Impact de la rhéologie du contact sur les efforts de sertissage.

	Paramètres rhéologiques		
F _ Micro compression	K = 100 MPa	a= 1,94	n= 0,79
Loi linéaire puissance	E= 35.000 MPa (paramètre fixe)		
F _ (Sertissage CEMEF)	K= 294 MPa	ε_0= 0,006	n= 0,28
Loi puissance	E= 88.038 MPa (intégré à l'analyse)		

Tableau 5-3 : Synthèse des paramètres matériaux obtenus pour les brins de câbles Cu22 en traction et en compression.

Les paramètres déterminés par analyse inverse de micro compression et de "Sertissage CEMEF" permettent d'obtenir deux relevés d'efforts de sertissage assez proches. La loi de comportement issue de la campagne d'essai par "Sertissage CEMEF" engendre des efforts de sertissage légèrement supérieurs. Néanmoins, les deux comportements sont similaires, ce qui rassure quant à la validité de l'étude expérimentale menée en amont. La valeur du module d'Young ne semble pas influencer radicalement les courbes d'effort, la plastification intervenant très rapidement dans le procédé. Par ailleurs, les prévisions de tenue à l'arrachement sont identiques en terme de mécanisme de rupture et d'efforts.

Pour mémoire, les essais sur dispositif de micro compression ont permis de remonter aux valeurs des paramètres rhéologiques pour les contacts M, F, F trop recuits et F non recuits. Les essais de "Sertissage CEMEF " ont abouti à la détermination des jeux de paramètres pour les contacts M et F de deux fournisseurs (F_F1 et F_F2). La suite de l'étude va permettre d'analyser les prédictions de la simulation dans différentes configurations. L'ensemble de cette étude permettra de conclure sur la faisabilité de la mise en place du concept de courbe enveloppe de sertissage pour valider la qualité d'un sertissage électrique.

5.4.2. Impact d'une erreur de câble :

Le premier cas de figure géométrique que nous avons souhaité simuler est une erreur de l'opérateur. En supposant qu'un employé se trompe de câble, et sertisse un câble en cuivre de diamètre nominal 0.6 mm (Cu24) au lieu d'un câble de diamètre nominal 0.75 mm (Cu22), quel

serait l'impact sur les courbes d'efforts de sertissage? La pince pourrait-elle facilement diagnostiquer cette erreur de jauge ?

De manière expérimentale, les partenaires industriels ont voulu savoir si le prototype actuel permettait de déterminer une erreur de jauge de câble. Pour cela, ils ont effectué des sertissages d'un contact sur deux câbles de sections nominales différentes. La Figure 5-12 permet de visualiser le type de résultats obtenus. La courbe rouge correspond au sertissage d'un câble de plus grosse section que la courbe verte.

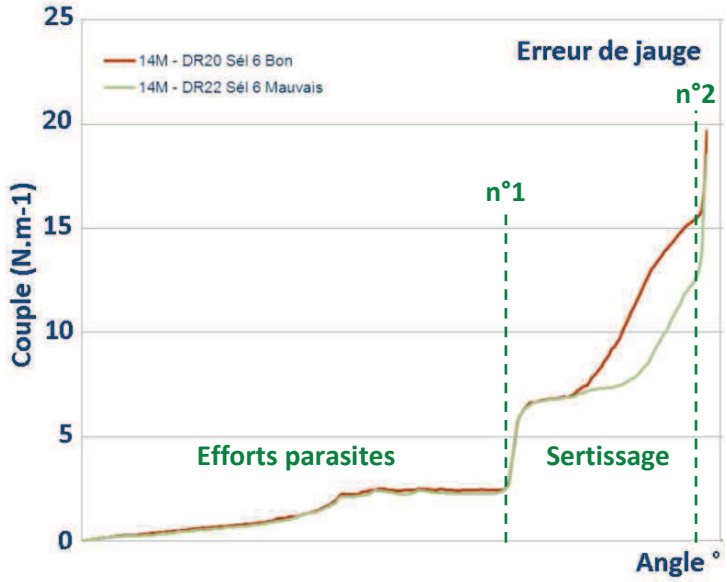


Figure 5-12 : Détection d'une erreur de jauge de câble par acquisition des efforts de sertissage.

Le contact étant identique dans les deux cas, le début de montée des efforts de sertissage (à droite de la ligne pointillée n°1) est identique. En revanche, plus le câble possède un diamètre important, plus la deuxième montée des efforts intervient rapidement. L'objectif de notre étude a donc été de s'assurer que la simulation numérique permettait de caractériser un défaut de câble lors d'un sertissage, comme le permet le prototype de pince à sertir électronique.

Pour étudier ce cas, deux modèles ont été créés. La Figure 5-13 permet de visualiser les deux simulations. L'image (a) correspond au sertissage d'un contact 2222 (mâle ou femelle selon la rhéologie paramétrée) sur un câble Cu22, tandis que l'image (b) correspond au sertissage d'un contact 2222 sur un câble Cu24. Pour cette mise en données, toutes les dimensions sont celles données par les normes. Le diamètre externe et le diamètre interne du contact correspondent aux moyennes des valeurs minimum et maximum admissibles dans les documents des industriels. Les diamètres des brins correspondent aux valeurs théoriques : 0.15 mm pour le Cu22 et 0.115 mm pour le Cu24.

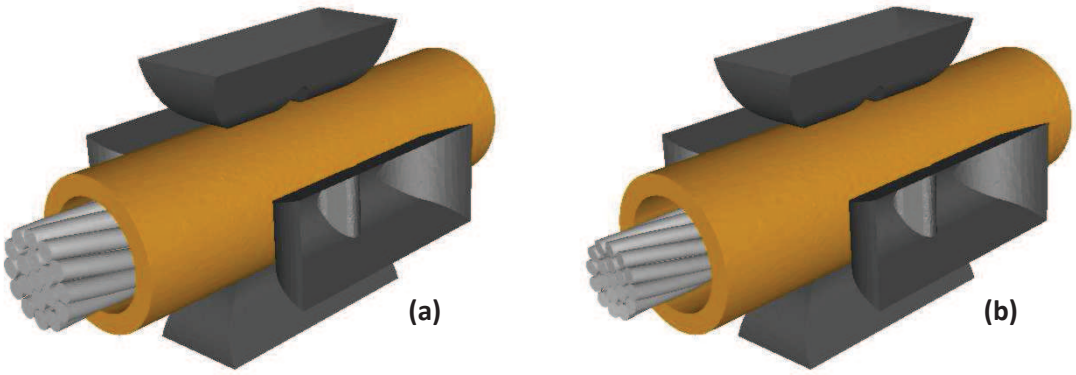


Figure 5-13 : Modèles de sertissages de contact 2222 sur câble Cu22 (a) et Cu24 (b).

Les paramètres matériaux issus des essais de traction de brins ont été utilisés. Concernant les contacts, le choix s'est porté sur les paramètres déterminés par analyse inverse de "Sertissage CEMEF" sur les contacts mâles du lot 1, et sur les contacts femelles du fournisseur 1. Ces comportements matériaux ont été jugés les plus représentatifs de la réalité.

Les calculs ont été menés sur les 12 processeurs du calculateur. Le Tableau 5-4 rassemble les caractéristiques (nombre de nœuds, nombre d'éléments et temps CPU) pour chaque calcul. Les modèles de sertissage sur câble Cu24 sont plus longs, car le nombre de nœuds et d'éléments du modèle est plus élevé, et que la profondeur d'indentation est plus importante.

	Nombre de noeuds	Nombre d'éléments	Temps CPU
M sur Cu22	210000	864000	42h
M sur Cu24	288000	1104000	56h
F sur Cu22	210000	864000	37h
F sur Cu24	288000	1104000	49h

Tableau 5-4 : Caractéristiques des quatres modèles étudiés :

La Figure 5-14 est composée des deux cartographies des contraintes de von Mises associées aux deux modèles de sertissage avec la rhéologie du contact mâle. A première vue, les niveaux des contraintes et leurs répartitions sont similaires sur le contact d'un modèle à l'autre.

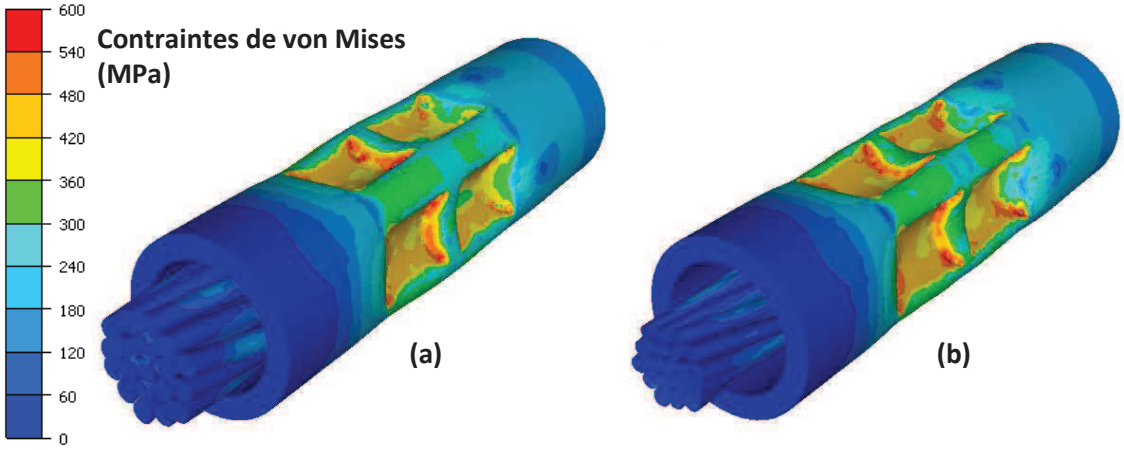


Figure 5-14 : Cartographie des contraintes de von Mises en fin de sertissage d'un contact M sur câble Cu22 (a) et sur câble Cu24 (b).

En revanche, une étude approfondie, par l'intermédiaire d'une coupe dans la zone d'indentation maximale (cf. Figure 5-15), permet de constater que les contraintes dans les brins de Cu24 sont supérieures aux contraintes dans les brins de Cu22. Outre la loi de comportement différente, la matière est davantage compactée, et une hausse des niveaux de contraintes est observée dans le contact du modèle (b). Pour les brins, la surestimation des contraintes est principalement liée à la loi de comportement du matériau (cf. Figure 3.1).

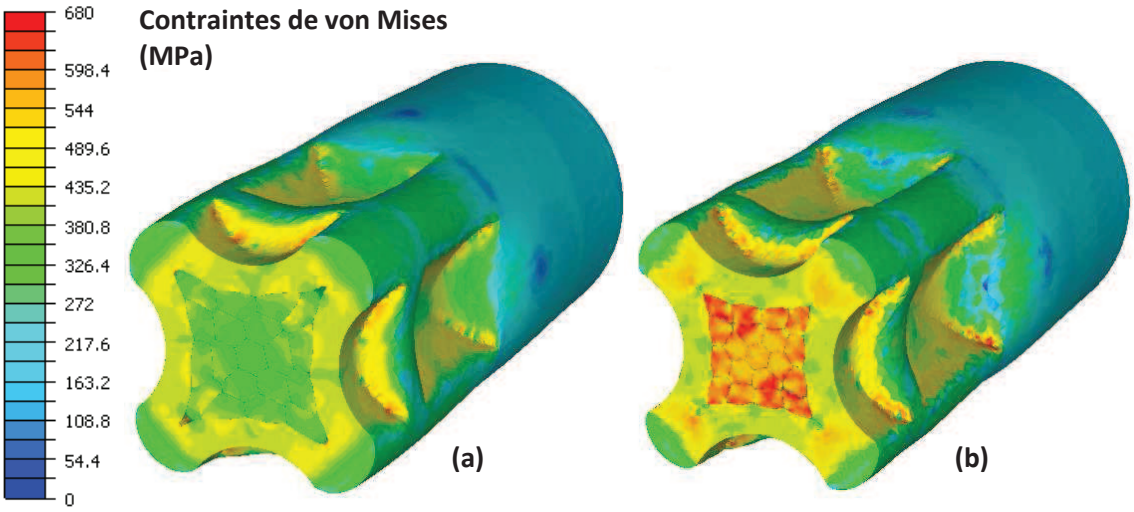


Figure 5-15 : Cartographie des contraintes de von Mises en fin de sertissage d'un contact M sur câble Cu22 (a) et sur câble Cu24 (b) : vues de coupes.

L'objectif étant de vérifier l'impact d'une erreur de câble sur les efforts de sertissage, deux graphiques ont été tracés. La Figure 5-16 est un graphique sur lequel ont été superposées les deux courbes d'efforts de sertissage d'un contact mâle M sur un câble Cu22 et sur un câble Cu24.

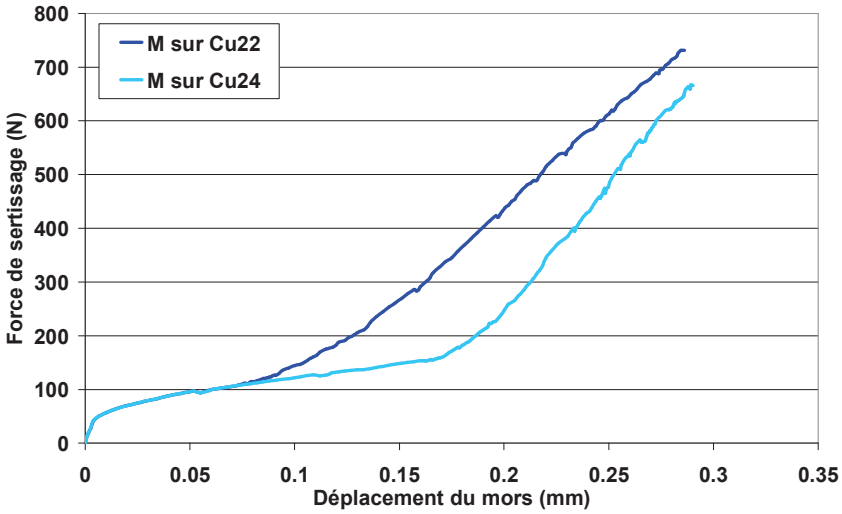


Figure 5-16 : Relevés numériques d'efforts de sertissages pour les modèles de sertissage de contact M sur câble Cu22 et sur câble Cu24.

Le début de courbe correspond à la compression du contact (dont les dimensions et la rhéologie sont identiques dans les deux modèles), avant mise en contact avec les brins. Suite à cette étape, un changement de pente caractérise la mise en contact du contact électrique et des brins. Dans le cas du câble Cu24, le câble plus petit entraîne un changement de pente plus tardif que pour le Cu22.

La différence importante entre les deux courbes laisse supposer que la pince permettra de déterminer facilement les défauts liés au sertissage d'une mauvaise jauge de câble.

La Figure 5-17 est un graphique sur lequel ont été superposées les deux courbes d'efforts de sertissage d'un contact femelle F sur un câble Cu22 et sur un câble Cu24. La conclusion est strictement identique à celle formulée pour le sertissage de contacts mâles.

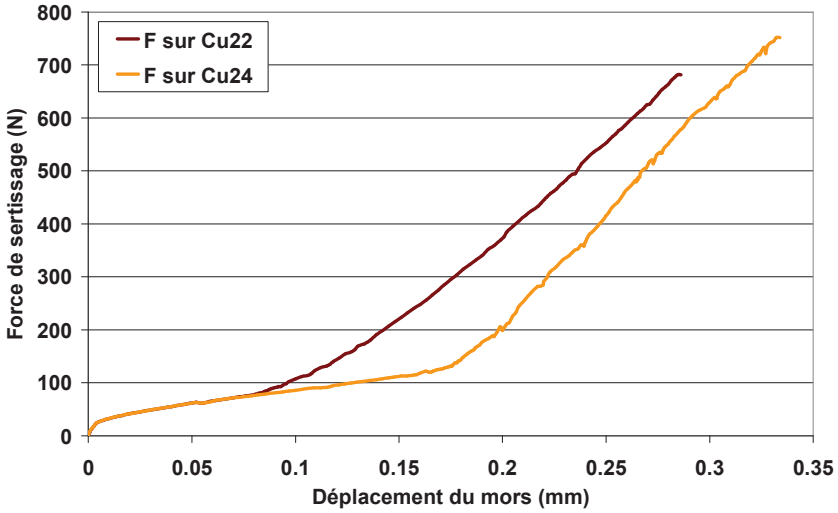


Figure 5-17 : Relevés numériques d'efforts de sertissages pour les modèles de sertissage de contact F sur câble Cu22 et sur câble Cu24.

Le graphique de la Figure 5-12 a été fourni par les partenaires industriels. Il est issu d'une étude expérimentale menée sur la PSB (Pince à Sertir Basique) pour vérifier que la pince soit capable de détecter une erreur de jauge de câble.

Suite à l'obtention des résultats des simulations de sertissage, nous avons souhaité connaître l'impact de la profondeur d'indentation sur la tenue mécanique à l'arrachement et sur les mécanismes de rupture. Pour le sertissage sur câble Cu22, six modèles d'arrachement ont été mis en données. Pour les contacts M et les contacts F, les simulations de l'arrachement de contacts sous sertis, sertis au nominal (moyenne Go/Nogo) et sur sertis sur câble Cu22 ont été réalisées. Le graphique de la Figure 5-18 rassemble les courbes d'efforts de tenue mécanique des six simulations.

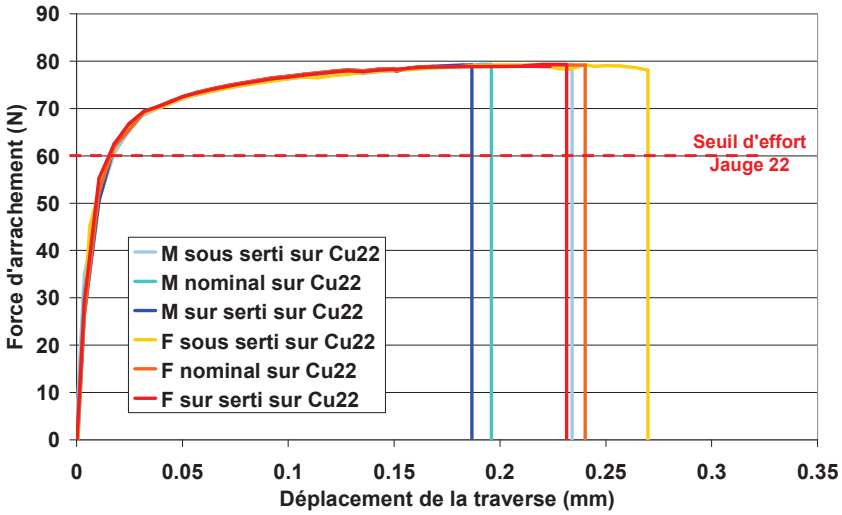


Figure 5-18 : Impact de la profondeur de sertissage sur les efforts de tenue à l'arrachement de câble Cu22 sertis sur contacts F et M.

Que le contact soit en limite de sous sertissage ou de sur sertissage, le mécanisme de rupture prédit par la simulation est toujours la rupture du câble hors de la zone de sertissage. Du point de vue des efforts, tous les cas simulés sont valides car le seuil minimal de 60N est dépassé.

Pour le sertissage sur câble Cu24, deux modèles ont été mis en données. Pour les contacts M et F, la simulation de la tenue mécanique a été réalisée dans le cas limite de sous sertissage. Le graphique de la Figure 5-19 rassemble les deux courbes d'efforts obtenues.

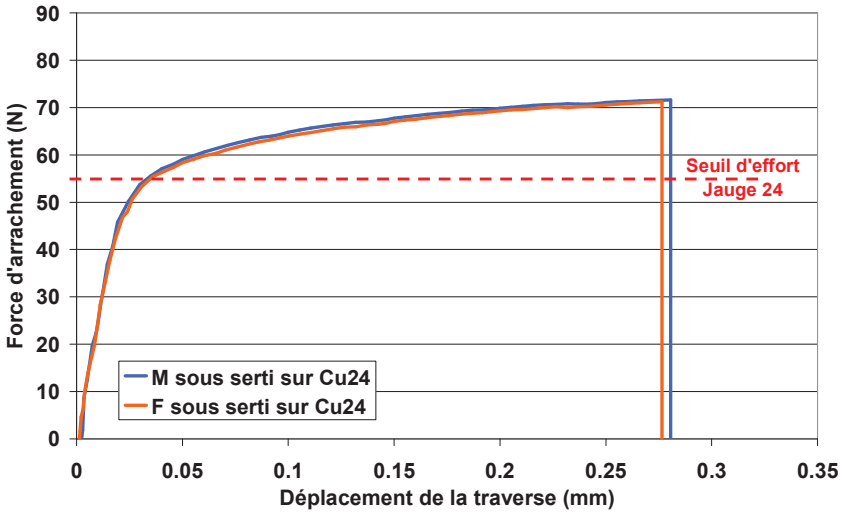


Figure 5-19 : Impact de la profondeur de sertissage sur les efforts de tenue à l'arrachement de câble Cu24 sertis sur contacts F et M.

Outre le fait que les deux configurations mènent à la rupture du câble, ces simulations permettent de constater que les efforts atteints dépassent le seuil minimal de 55N imposé par les normes des partenaires industriels pour la tenue de câble Cu24 sertis sur contact.

5.4.3. Impact des géométries :

Les partenaires industriels spécifient, par le biais de normes, les intervalles de validité de toutes les dimensions des câbles et des contacts. Un avantage important de la simulation numérique est de pouvoir placer ces dimensions aux limites tolérables pour étudier les cas supposés les plus critiques.

5.4.3.1. Tolérance des dimensions des contacts :

Les deux dimensions critiques dans le cadre de l'étude de ce paragraphe sont le diamètre externe et le diamètre interne du fût (partie sertie) du contact. Les normes définissent, pour un contact M et un contact F, les dimensions suivantes :

- Diamètre externe : [1.17 mm ; 1.22 mm].
- Diamètre interne : [0.851 mm ; 0.902 mm].

Le modèle nominal de notre étude possède donc un diamètre externe de 1.195 mm et un diamètre interne de 0.8765 mm. Deux modèles supplémentaires ont été mis en données pour étudier l'influence des dimensions du contact sur les courbes d'efforts et la tenue à l'arrachement. Le premier modèle sera noté MinMax, et correspond à un diamètre externe de 1.17 mm (borne minimale du diamètre externe) et un diamètre interne de 0.902 mm (borne maximale du diamètre interne). Le second modèle sera noté MaxMin, et correspond à un diamètre externe de 1.22 mm (borne maximale du diamètre externe) et un diamètre interne de 0.851 mm (borne minimale du diamètre interne).

La Figure 5-20 permet de constater la différence d'épaisseur du contact entre les deux modèles. En (a), le contact MinMax correspond au contact le plus fin admis par les normes. En (b), le contact MaxMin correspond au contact le plus épais. Pour une longueur de fût donnée, la différence de volume de matière est d'environ 30% entre les deux contacts. L'impact sur les efforts de sertissage est donc supposé important.

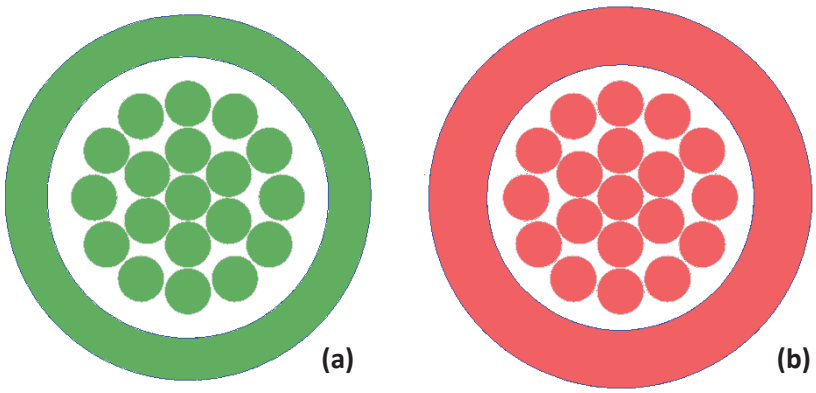


Figure 5-20 : Vues de coupe des modèles de sertissage permettant de quantifier l'impact des dimensions du contact : contact MinMax (a) et contact MaxMin (b).

La Figure 5-21 présente la répartition des contraintes de von Mises, en fin de sertissage, à la surface des corps déformables. La Figure 5-22 permet quant à elle d'analyser le même champ de contraintes au niveau d'une coupe dans la zone d'indentation maximale des mors. Que l'on observe la Figure 5-21 ou la Figure 5-22, le constat est similaire. Pour une profondeur d'indentation donnée, plus le contact est "épais", plus les contraintes dans la matière sont élevées.

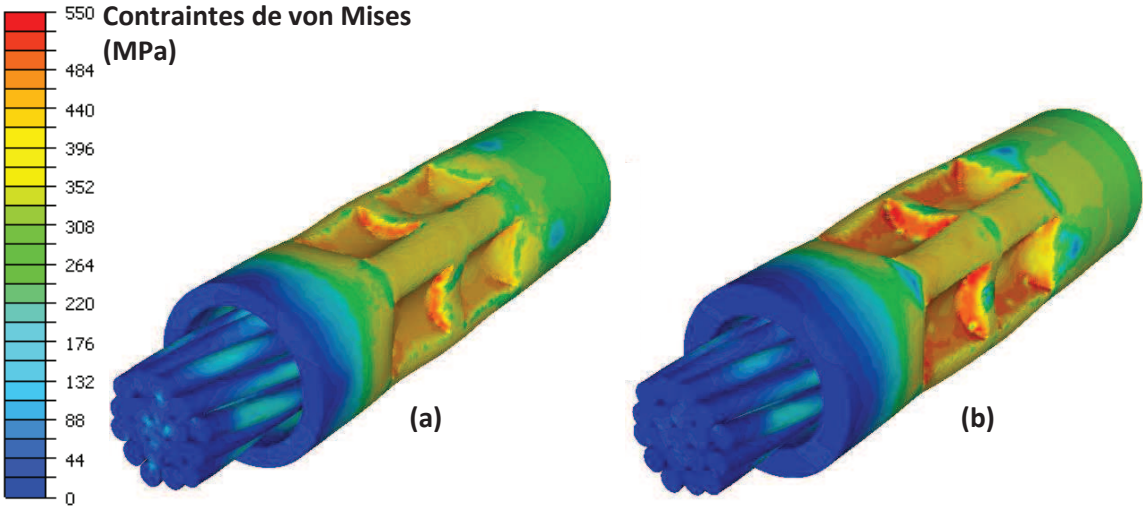


Figure 5-21 : Cartographie des contraintes de von Mises en fin de sertissage de contact MinMax (a) et contact MaxMin (b).

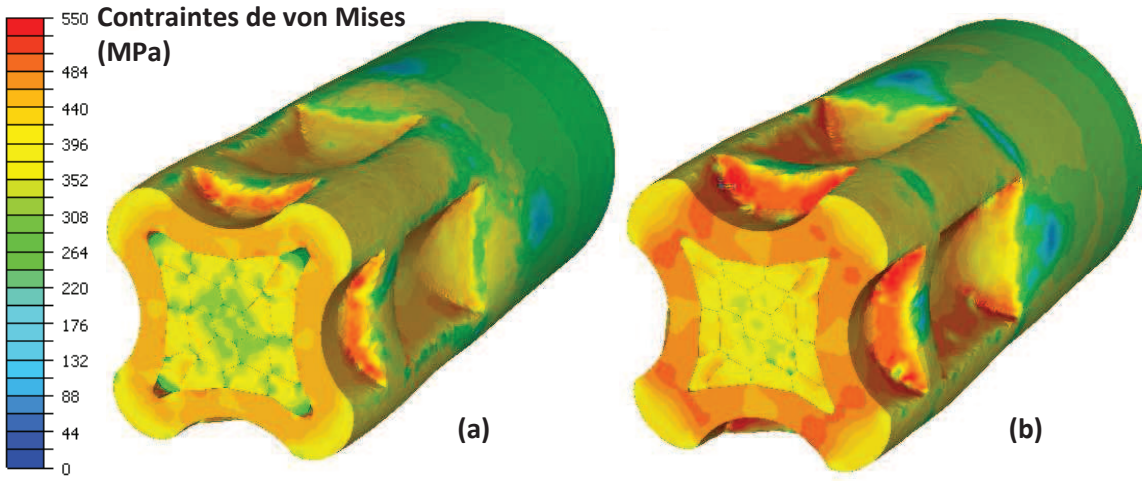


Figure 5-22 : Cartographie des contraintes de von Mises en fin de sertissage de contact MinMax (a) et contact MaxMin (b) : vues de coupes.

Il est également intéressant de comparer les allongements des contacts entre le début et la fin du procédé. Le contact MinMax s'est allongé de 0.074 mm alors que le contact MaxMin s'est allongé de 0.147 mm. En comparaison, le contact du modèle de référence (qui correspond au sertissage du contact M sur Cu22 du paragraphe 5.4.2) s'est allongé de 0.109 mm. Par conséquent, plus le contact est épais, plus les contraintes seront élevées et plus l'allongement dans la troisième direction sera important.

L'objectif étant toujours d'observer l'impact de la dimension du contact sur les courbes d'efforts, trois courbes d'efforts ont été superposées sur le graphique de la Figure 5-23. Le recalage de l'origine est important pour l'analyse des résultats. Comme le montre un relevé expérimental obtenu avec une pince instrumentée (cf. Figure 1-9), toute la phase de fermeture de la pince fait l'objet d'une acquisition des efforts. En particulier, la période avant début d'indentation de la matière est acquise. Le diamètre externe du contact étant différent dans nos trois cas, les positions où les mors de sertissage vont commencer à solliciter la matière sont différentes. Ce constat explique le décalage selon l'axe des abscisses.

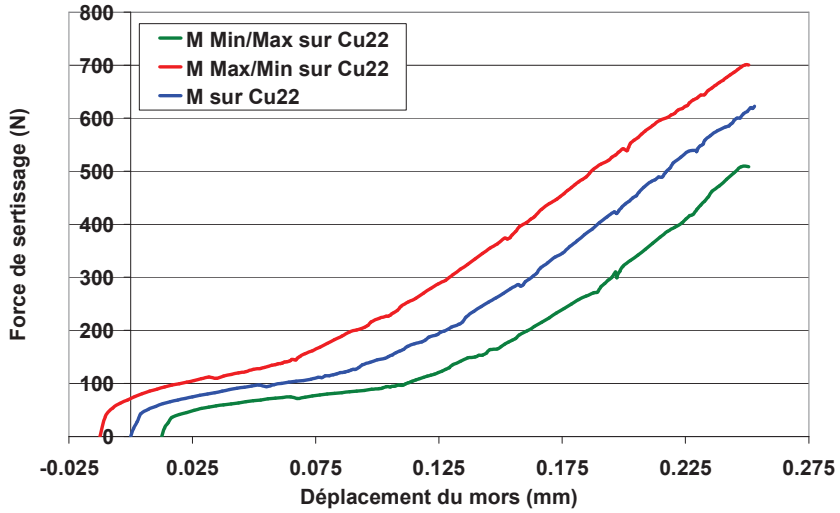


Figure 5-23 : Relevés numériques d'efforts de sertissages pour les modèles de sertissage de contact M MinMax, MaxMin et nominal.

Le diamètre externe du contact est donc un paramètre qui va influencer grandement la largeur de l'enveloppe d'efforts admissible. En revanche, quel est l'impact de ces variations dimensionnelles du contact sur les simulations de tenue à l'arrachement?

Le graphique de la Figure 5-24 superpose les courbes d'efforts d'arrachement obtenues avec le modèle de référence et les deux modèles avec contact aux limites des tolérances.

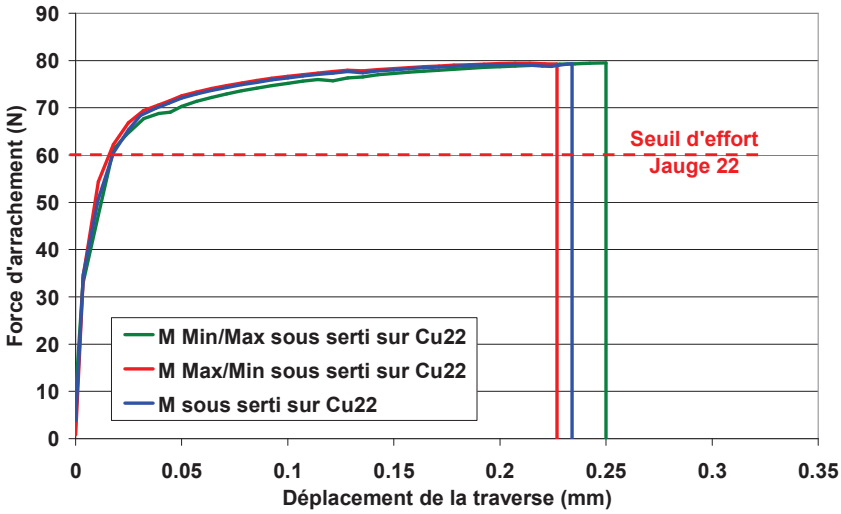


Figure 5-24 : Impact des dimensions du contact sur sa tenue à l'arrachement : contact sous sertis sur câble Cu22.

Le premier constat est que les trois configurations respectent le seuil d'effort minimal de 60N imposé par les normes de nos partenaires industriels. Les dimensions des diamètres externe et interne du contact n'ont pas d'influence sur l'allure de la courbe et le mécanisme de rupture. Dans tous les cas, il y a rupture du câble en dehors de la zone de sertissage. Par conséquent, la résistance du câble est le facteur limitant de l'assemblage, même quand on se place dans un cas limite de sous sertissage du contact sur le câble.

5.4.3.2. Tolérance du diamètre des brins :

Suite à l'étude de l'impact des dimensions du contact, le diamètre des brins a semblé être un facteur important pour l'étude des efforts de sertissage. Ce diamètre répond également à des normes strictes. Dans le cadre de cette étude, nous nous sommes focalisés sur la référence Cu22. Le diamètre théorique des brins d'un Cu22 est de 0.15 mm. Cependant, les normes fournissent un intervalle de tolérance qui peut autoriser des dimensions de 0.14 à 0.16 mm. Pour comparer au modèle de référence, deux modèles de sertissage ont donc été créés. La Figure 5-25 présente les visuels des câbles associés aux différents modèles. Pour ces trois modèles, les dimensions du contact ont été fixées aux valeurs nominales (moyenne des données normalisées).

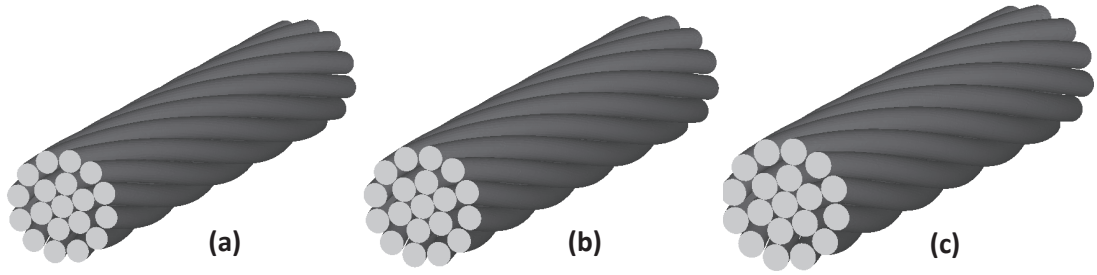


Figure 5-25 : Visuels des câbles des modèles de sertissage permettant de quantifier l'impact des dimensions des brins : brins fins (a), brins standards (b) et brins épais (c).

L'étude débute avec l'analyse de la répartition des contraintes de von Mises en surface et dans un plan de coupe correspondant à la zone d'indentation maximale, respectivement illustrées en Figure 5-26 et Figure 5-27. Naturellement, plus le câble possède une section importante, plus les contraintes sont élevées dans le contact et dans le câble.

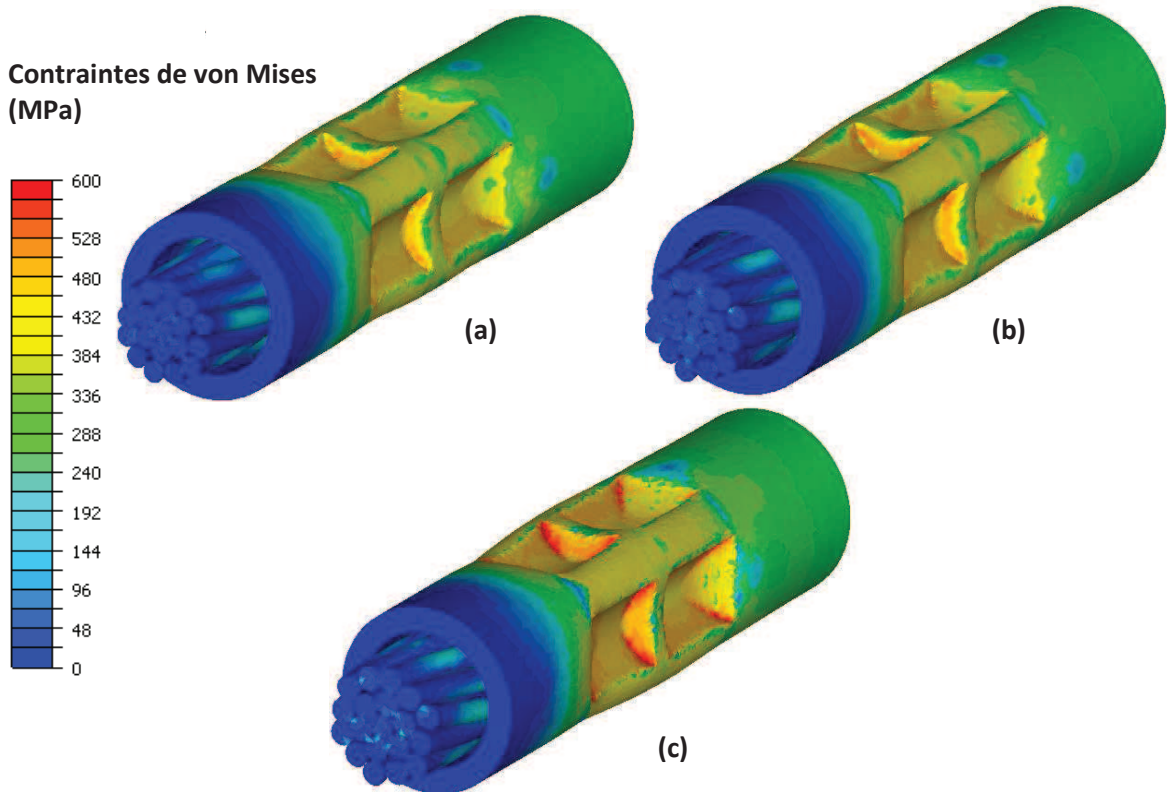


Figure 5-26 : Cartographie des contraintes de von Mises en fin de sertissage sur câble à brins fins (a), brins standards (b) et brins épais (c).

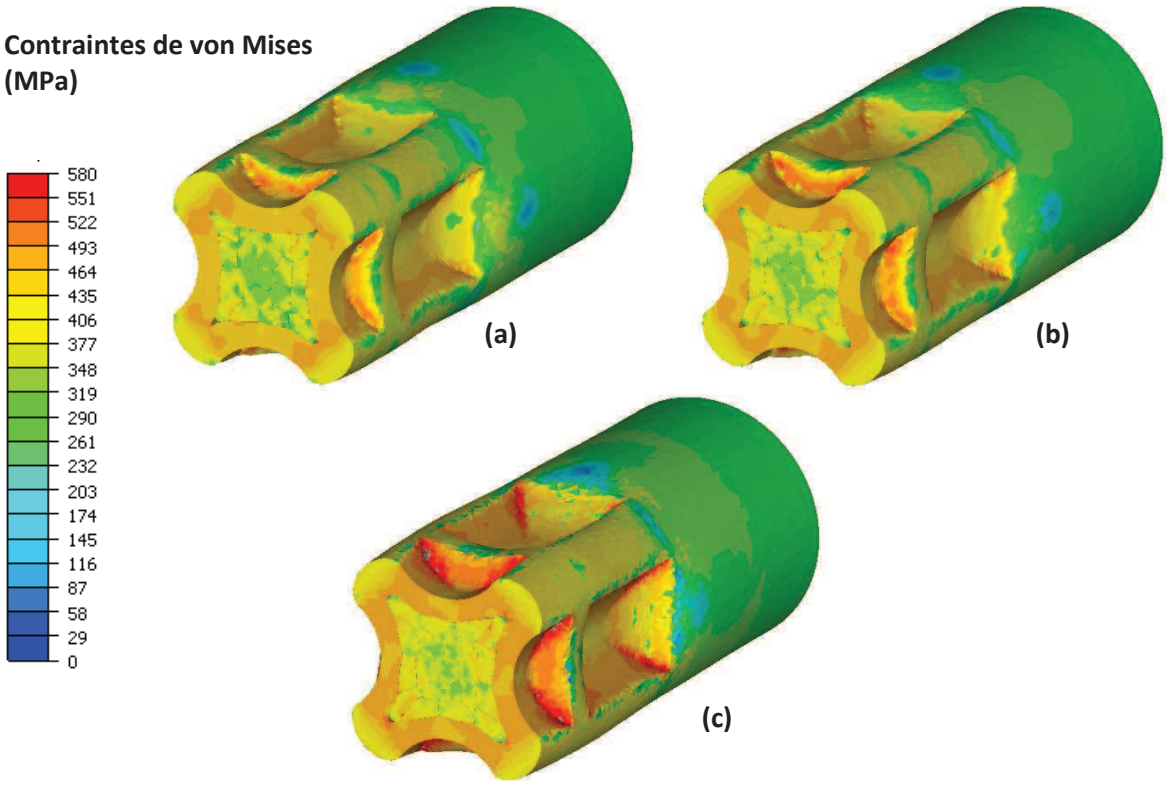


Figure 5-27 : Cartographie des contraintes de von Mises en fin de sertissage sur câble à brins fins (a), brins standards (b) et brins épais (c) : vues de coupes.

Pour compléter cette étude, la section occupée par le câble en fin de sertissage a été analysée. La Figure 5-28 présente les vues de coupe des câbles des trois simulations dans la zone d'indentation maximale. Il est important de noter que la distance finale entre deux mors opposés est strictement identique dans ces trois modèles. Aucune mesure chiffrée n'ayant été faite, nous avons reproduit une flèche strictement identique sur chaque profil, afin de constater les différences de dimensions. On observe que la surface occupée par les brins n'est pas la même en fin de calcul. Les principes de conservation de la matière et de l'allongement dans la troisième direction laissent supposer que le contact, initialement identique dans les trois modèles, n'a pas subi les mêmes déformations plastiques dans les trois modèles.

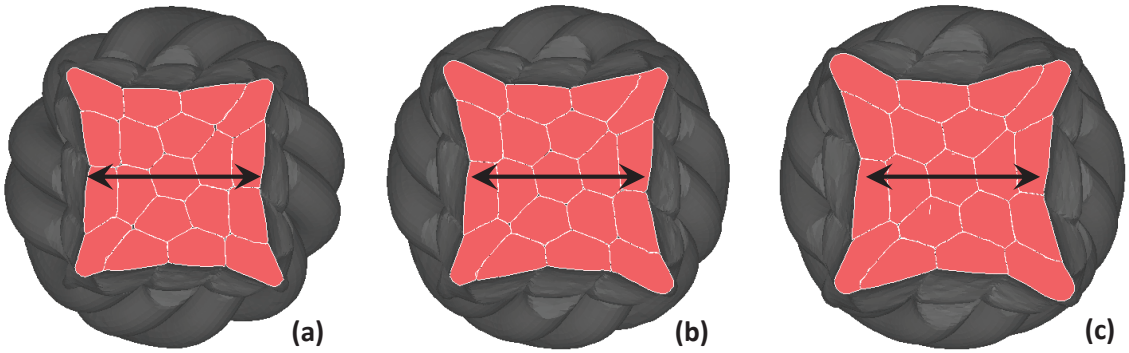


Figure 5-28 : Coupe pour analyse des surfaces occupées par les brins au niveau de l'indentation maximale des mors de sertissage : câble à brins fins (a), brins standards (b) et brins épais (c).

La Figure 5-29 permet de confirmer cette supposition. Les profils de coupes des contacts des trois modèles ont été superposés. L'empreinte laissée par les mors de sertissage est parfaitement identique sur les trois contacts. En revanche, l'épaisseur finale du contact a été impactée par le diamètre de la corde utilisée.

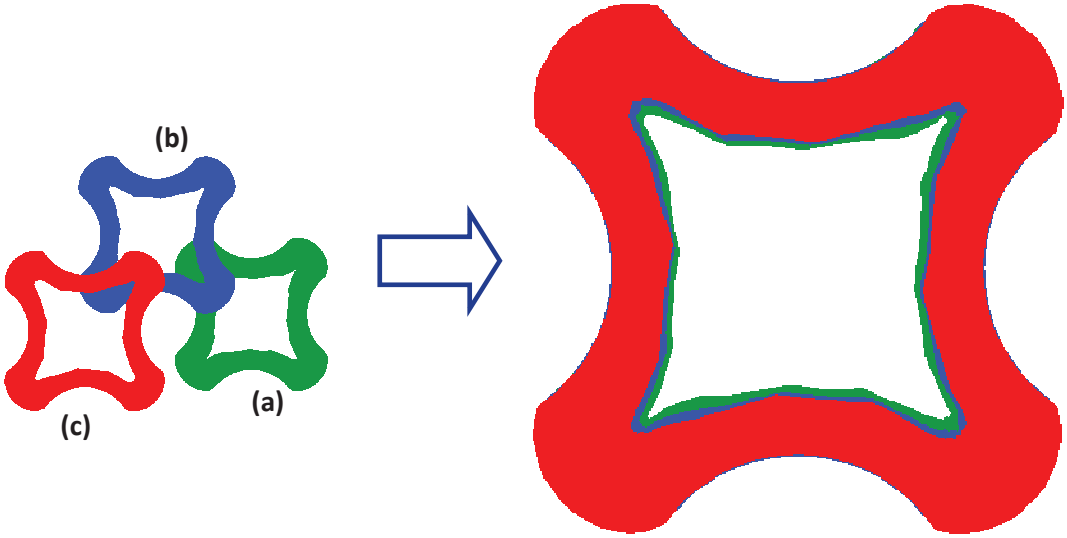


Figure 5-29 : Superposition des surfaces occupés par le contact en fin de sertissage : câble à brins fins (a), brins standards (b) et brins épais (c).

Il sera intéressant de vérifier l'impact de ces modifications structurales sur les efforts de tenue à l'arrachement et sur les mécanismes de rupture. Au préalable, les courbes d'efforts de sertissage associées aux trois modèles ont été superposées sur le graphique de la Figure 5-30.

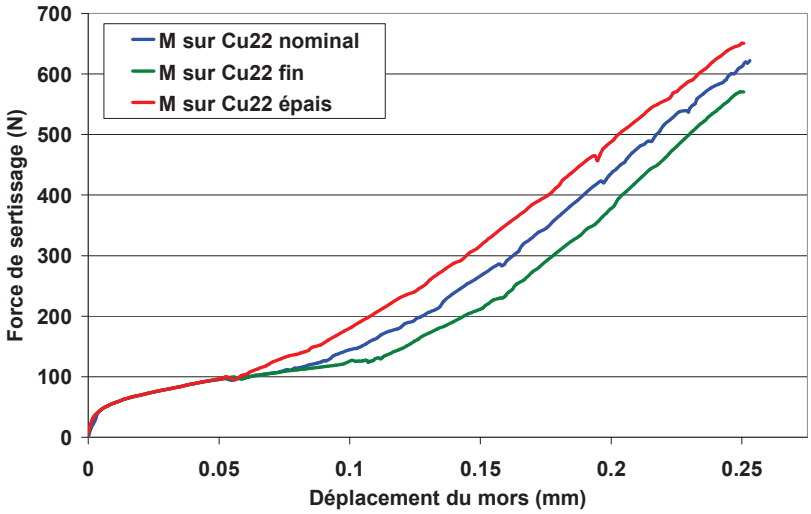


Figure 5-30 : Relevés numériques d'efforts de sertissages pour les modèles de sertissage sur câble à brins fins, brins standards et brins épais.

Contrairement à l'étude sur les dimensions du contact, l'origine des courbes est identique car la géométrie du contact est la même en début de sertissage. Ce rappel permet d'expliquer le fait que les efforts soient identiques en début de procédé d'assemblage. Cependant, le modèle avec brins

épais (0.16 mm) se caractérise par un changement de pente et une montée des efforts en avance par rapport au modèle de référence et au modèle avec brins fins.

La seule prise en compte des tolérances géométriques du diamètre des brins engendre donc l'apparition d'une enveloppe significative. En revanche, quel est l'impact de ces variations dimensionnelles des brins sur les simulations de tenue à l'arrachement ?

Sur le graphique de la Figure 5-31, on superpose les courbes d'efforts d'arrachement obtenues avec le modèle de référence et les deux modèles avec diamètres des brins aux limites des tolérances.

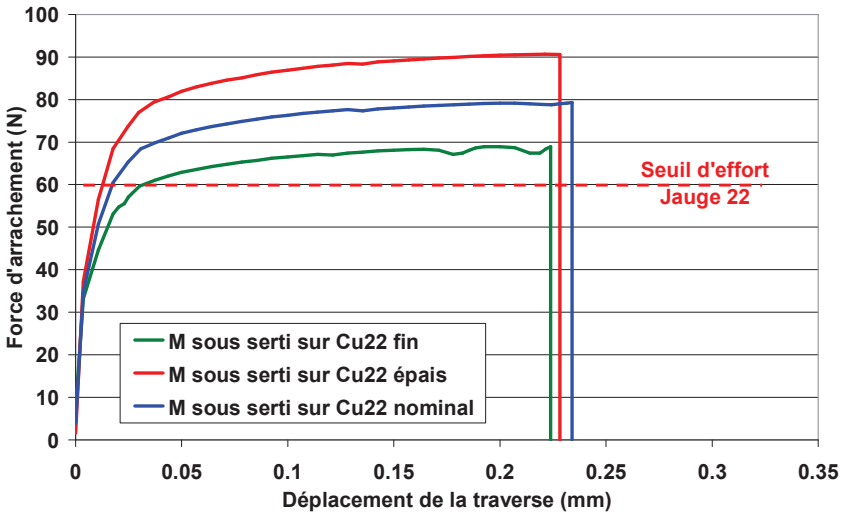


Figure 5-31 : Impact des dimensions des brins sur la tenue à l'arrachement de l'assemblage.

Cette courbe permet de constater que le câble constitué des brins dont les diamètres sont aux limites basses des tolérances (diamètre de 0.14 mm) permet néanmoins de respecter le critère d'effort minimal de tenue. Outre cette observation, le graphique montre également que la résistance de l'assemblage augmente lorsque le diamètre de la corde augmente. Néanmoins, le mécanisme de rupture est identique (casse des brins) et il semble que le câble soit toujours le facteur limitant la tenue à l'arrachement.

5.4.3.3. Tolérance de la torsion des brins :

Le second paramètre géométrique lié aux brins est le pas de torsadage. Pour rappel, la Figure 5-32 présente l'empreinte laissée par les brins sur la face interne du contact. Ces empreintes semblent créer des points d'ancrage de la matière et peuvent potentiellement permettre une meilleure résistance à l'arrachement.

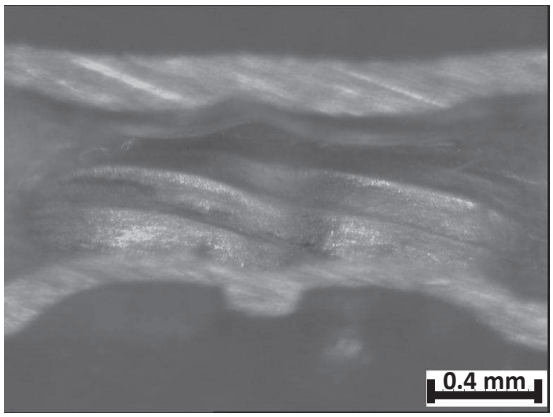


Figure 5-32 : Empreintes créées par les brins sur la face interne du contact :

Les normes imposent que le pas soit compris entre 8 et 16 fois le diamètre nominal de la corde. L'objectif de ce paragraphe est de vérifier l'impact du pas sur les efforts de sertissage et d'arrachement de contacts sertis pour vérifier que les préconisations permettent toujours d'aboutir à un sertissage valide.

Pour un câble Cu22, le diamètre nominal est de 0.75 mm, ce qui donne un pas allant de 6 mm à 12 mm. La Figure 5-33 permet de visualiser les différents maillages mis en place pour cette étude. Le maillage (b) correspond au maillage de référence, avec un pas de 9 mm (moyenne imposée par les normes). Le maillage (a) et le maillage (c) correspondent respectivement aux pas de 6 mm et 12 mm.

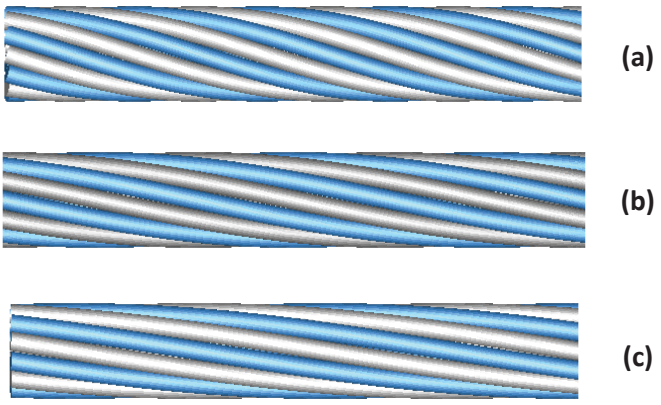


Figure 5-33 : Visuels des câbles des modèles de sertissage permettant de quantifier l'impact du torsadage des brins : pas de 6 mm (a), 9 mm (standard) (b) et 12 mm (c).

La Figure 5-34 permet d'observer la répartition des contraintes de von Mises au sein de la matière, dans un plan de coupe correspondant à une zone d'indentation maximale. A priori, le pas de torsadage n'a pas de réelle influence sur les contraintes appliquées à la matière lors du sertissage.

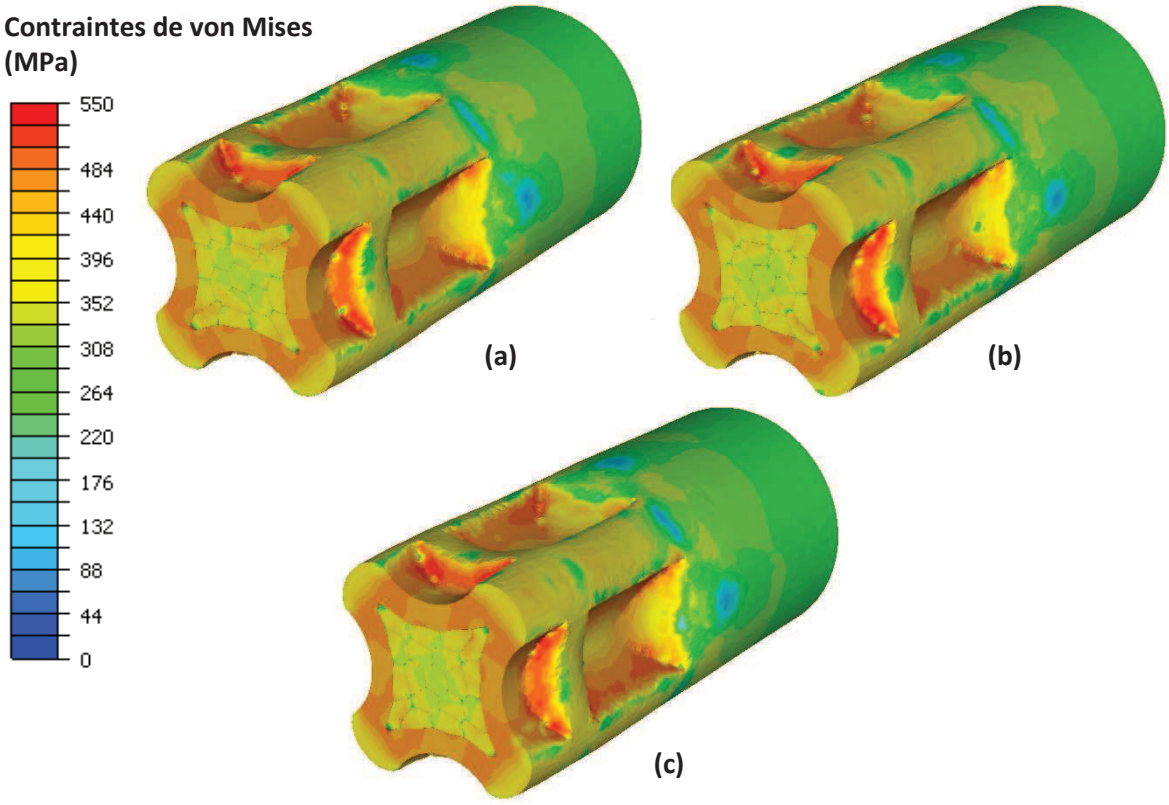


Figure 5-34 : Cartographie des contraintes de von Mises en fin de sertissage sur câble avec pas de 6 mm (a), 9 mm (b) et 12 mm (c) : vues de coupes.

Cette non influence du pas se retrouve également sur les relevés d'efforts de sertissage. La Figure 5-35 est un graphique sur lequel sont superposées les courbes d'efforts des modèles avec pas de 6 mm, de 9 mm (référence) et de 12 mm. Il y a peu de distinction entre les courbes d'efforts des trois modèles.

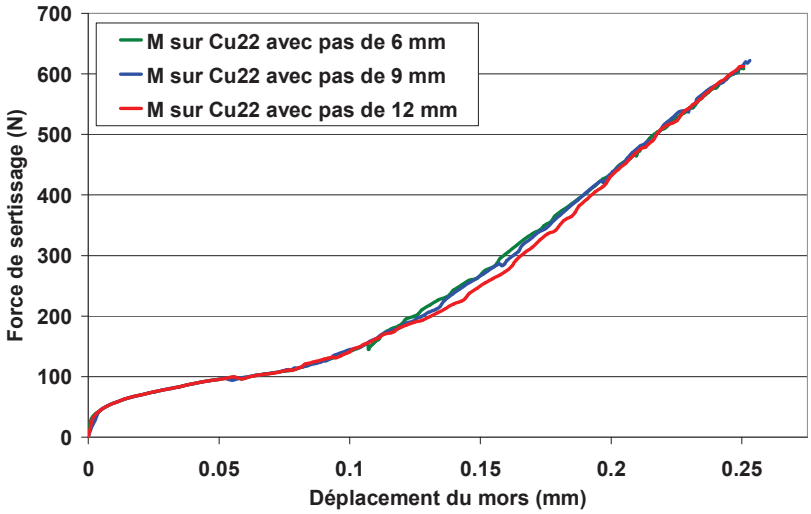


Figure 5-35 : Relevés numériques d'efforts de sertissage pour les modèles de sertissage sur câble avec pas de 6 mm, de 9 mm (standard) et de 12 mm.

A présent, l'influence de ce pas sur les efforts à l'arrachement est à analyser. Sur le graphique de la Figure 5-36, on superpose les courbes d'efforts de tenue mécanique pour les trois simulations.

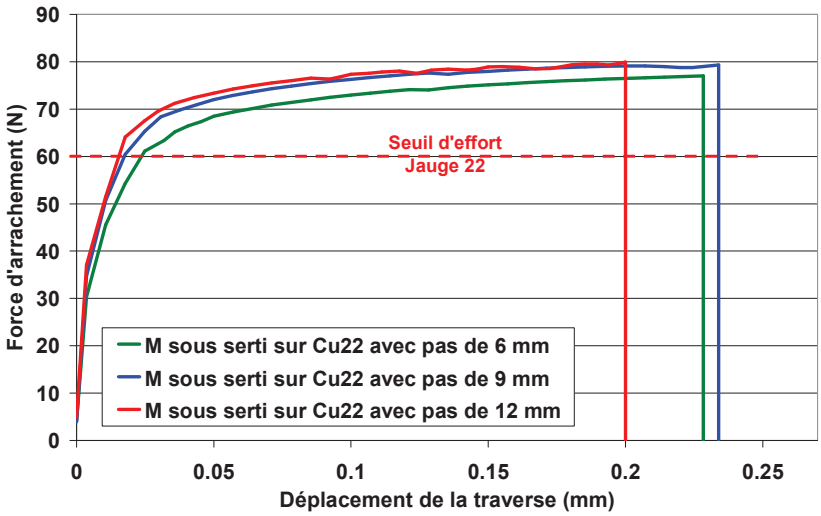


Figure 5-36 : Impact du pas de torsadage sur les efforts de tenue à l'arrachement.

Cette fois encore, les trois simulations prédisent une validité de l'assemblage par une tenue mécanique supérieure à la valeur seuil de 60N. En revanche, les trois modèles prédisent à nouveau la rupture du câble.

5.4.4. Impact des traitements thermiques :

5.4.4.1. Traitements thermiques valides :

D'un point de vue dimensionnel, un contact mâle 2222 et un contact femelle 2222 sont identiques. En revanche, d'un point de vue rhéologique, le contact femelle a subi un recuit afin de restaurer une partie de ses propriétés mécaniques. L'étude de l'impact de la rhéologie a été réalisée en modifiant les paramètres matériaux déterminés dans le cadre du Chapitre 3.

Pour comparer les relevés d'efforts simulés entre un sertissage sur contact mâle et sur contact femelle convenablement traités, les paramètres issus des analyses inverses d'essais de "Sertissage CEMEF" ont été utilisés, à savoir :

F Standard _ Fournisseur 1	K= 294 MPa	ε_0= 0,006	n= 0,28
Loi puissance	E= 88.038 MPa (intégré à l'analyse)		
M Standard _ Lot 1	K= 288 MPa	ε_0= 0,007	n= 0,11
Loi puissance	E= 88.038 MPa (fixé)		

Tableau 5-5 : Rappel des paramètres rhéologiques déterminés par analyse inverse d'essais de "Sertissage CEMEF".

Sur le graphique de la Figure 5-37, on superpose les courbes d'efforts simulées. Des efforts légèrement supérieurs sont à noter pour le contact mâle, qui n'a pas subi de recuit. La tendance est donc logique. L'inconvénient réside dans le fait que, en fonction de la largeur de la "courbe enveloppe de validité", cette légère différence ne pourra peut être pas être identifiée, et le type de contact serti ne pourra pas être déterminé.

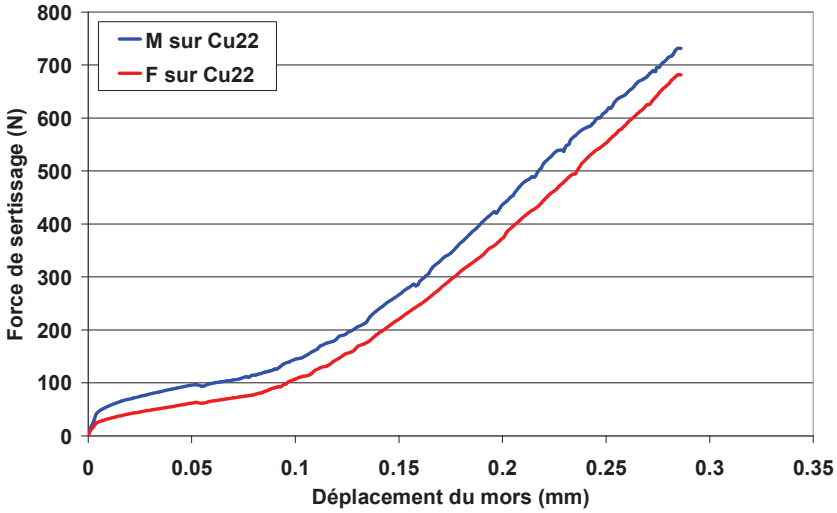


Figure 5-37 : Comparaison des relevés d'efforts de sertissage entre un contact mâle M standard et un contact femelle F standard.

Les courbes d'efforts de tenue mécanique des deux configurations précédentes ont été superposées sur le graphique de la Figure 5-38.

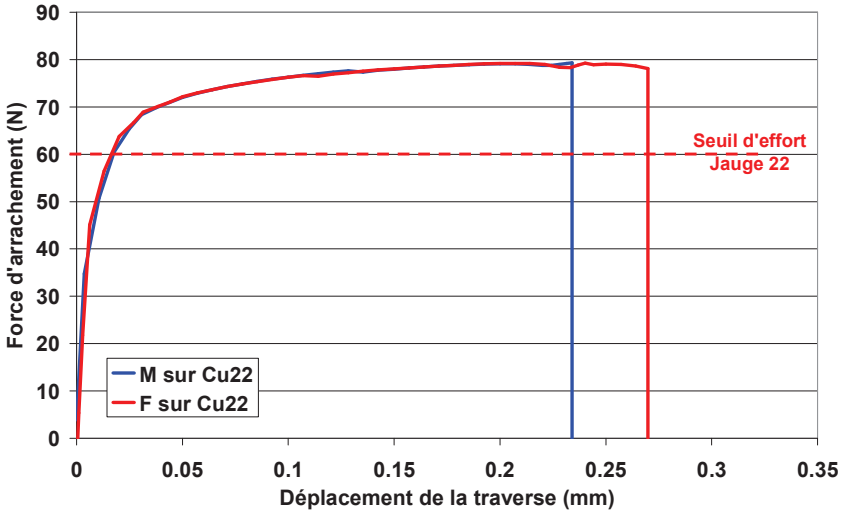


Figure 5-38 : Impact du type de contact (M ou F) sur les efforts de tenue à l'arrachement.

La conclusion est identique aux constats réalisés sur les configurations précédentes. Le seuil d'effort minimal de 60N est largement dépassé, permettant de valider le critère de tenue. Ayant été davantage recuit, le contact femelle F est plus ductile que le contact mâle M. Par conséquent, on peut supposer que les faibles déformations du contact lors du test de tenue mécanique permettent de retarder légèrement la rupture du câble. Cette hypothèse est à prendre avec précaution, car nous parlons ici d'amplitude de déplacement de l'ordre de 40 µm. Nous allons tenter d'éclaircir ce point lors de l'étude de l'influence du traitement thermique des contacts femelles réalisée au paragraphe suivant.

5.4.4.2. Défauts de traitements thermiques :

Pour aller plus loin dans cette étude sur l'impact de la qualité des traitements thermiques appliqués à des contacts femelles, trois modèles ont été étudiés. Les paramètres rhéologiques issus des essais de micro compression de tronçon ont été utilisés :

- Sertissage de contact F avec traitement thermique OK.
- Sertissage de contact F non recuit.
- Sertissage de contact F trop recuit.

Le Tableau 5-6 permet de rappeler les valeurs des paramètres de nos différents matériaux.

F Standard	K = 100 MPa	a= 1,94	n= 0,79
Loi linéaire puissance	E= 35.000 MPa (paramètre fixe)		
F Non Recuit	K = 302 MPa	a= 1,12	n= 0,84
Loi linéaire puissance	E= 35.000 MPa (paramètre de l'analyse)		
F Trop Recuit	K = 73 MPa	a= 1,95	n= 0,64
Loi linéaire puissance	E= 35.000 MPa (paramètre fixe)		

Tableau 5-6 : Rappel des paramètres rhéologiques déterminés par analyse inverse d'essais de micro compression.

La Figure 5-39 est un graphique sur lequel sont superposés les trois courbes d'efforts de sertissage correspondant aux trois modèles pré cités.

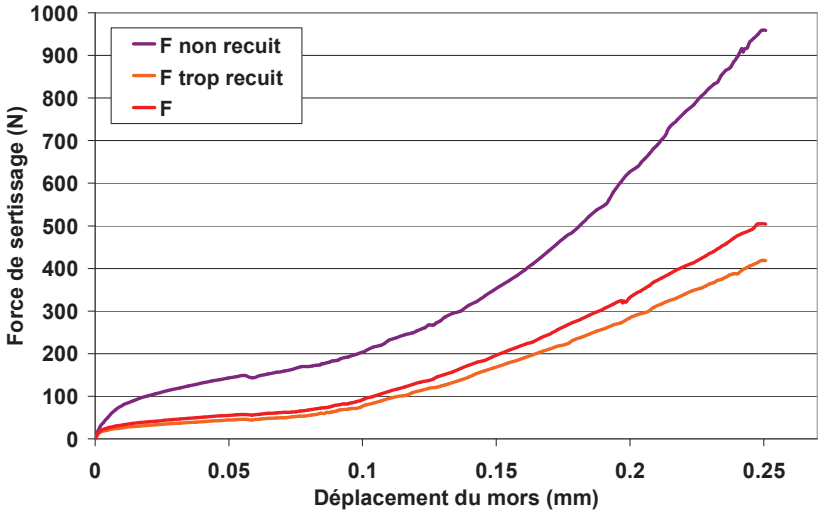


Figure 5-39 : Comparaison des relevés d'efforts de sertissage de différents contacts femelles F d'un même fournisseur et aux traitements thermiques différents : standard, trop recuit et non recuit.

En conclusion, le sertissage d'un contact femelle non recuit engendre une surestimation importante des efforts. On peut donc supposer qu'une pince instrumentée correctement étalonnée sera capable de diagnostiquer ce type de défaut. En revanche, selon la largeur de la "courbe enveloppe de sertissage", il se peut que la différence d'efforts entre un contact valide et un contact ayant subi un recuit trop long soit insuffisante pour que la pince puisse établir une invalidité du sertissage.

Pour poursuivre cette étude sur l'impact des traitements thermiques, les courbes de tenue mécanique des configurations précédentes ont été superposées sur le graphique de la Figure 5-40.

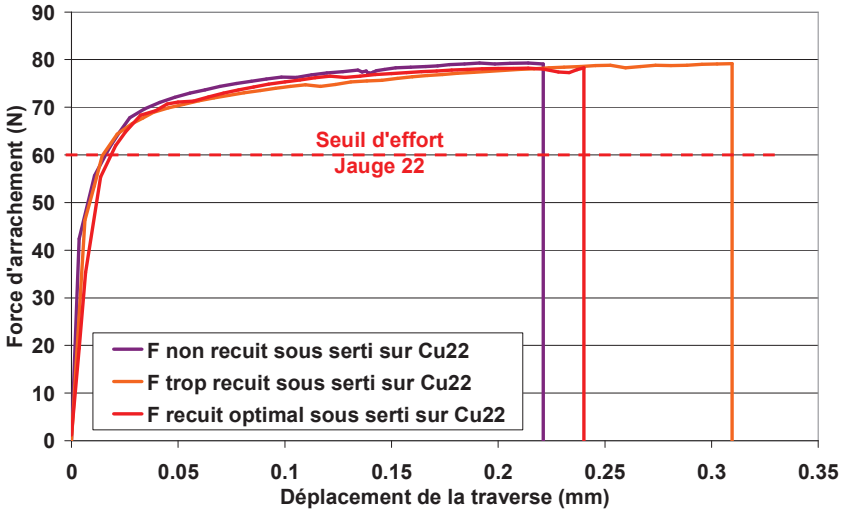


Figure 5-40 : Impact des traitements thermiques des contacts femelles sur la tenue à l'arrachement de l'assemblage.

Quelque soit la configuration, les efforts de tenue à l'arrachement atteignent environ 80N, valeur nettement supérieure au seuil de 60N à respecter pour la validation de la tenue de l'assemblage. Dans tous les cas, le mécanisme de rupture est identique au cas de référence (matériau du contact parfaitement recuit). En revanche, un contact qui n'a pas été recuit semble engendrer une rupture des brins pour un déplacement de traverse plus faible que dans le cas d'un contact trop recuit. Nous avons formulé l'hypothèse que cette différence était liée à une amorce de glissement du câble dans le contact. Pour justifier cette hypothèse, nous avons tenté d'observer le glissement des brins dans le fût du contact, comme le montre la Figure 5-41.

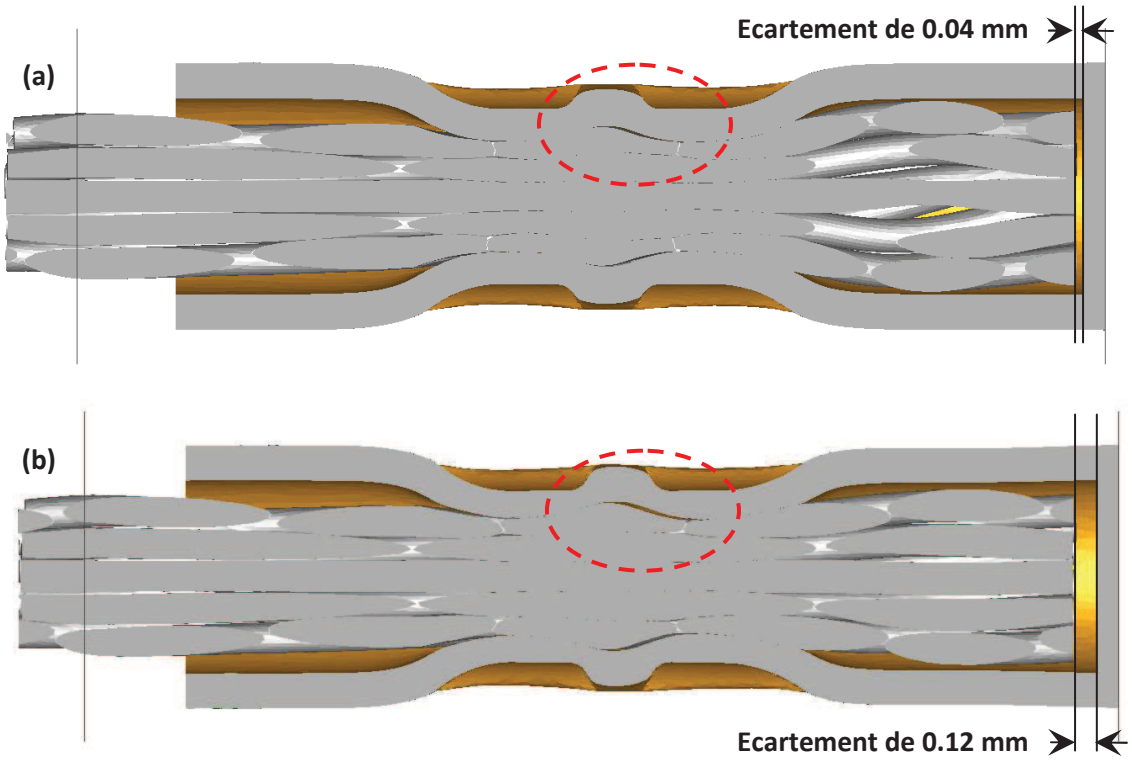


Figure 5-41 : Mise en évidence du glissement des brins dans le fût du contact : résultats de simulation avec contact non recuit (a) et trop recuit (b).

En début de simulation d'arrachement, les brins sont plaqués au fond du fût. Le contact entre les brins et le fût se caractérise par un écartement nul. Les deux images de la Figure 5-41 permettent de constater l'écart entre les brins et le fond du fût au moment de la rupture du câble. Dans la simulation où le contact a subi un recuit trop long (b), l'amplitude du glissement de la corde est donc plus importante que dans la simulation où le contact n'a pas été recuit (a). D'après le graphique de la Figure 5-40, le câble cède après un déplacement de l'outil d'environ 0.31 mm dans la simulation avec contact trop recuit, et après un déplacement de l'outil d'environ 0.22 mm dans la simulation avec contact non recuit. La différence entre les deux valeurs est de 0.09 mm, soit approximativement la différence entre les deux valeurs d'écartement observées sur les images de la Figure 5-41 (0.12-0.04=0.08 mm).

On peut donc supposer que le glissement plus important du câble dans le modèle avec contact en cuivre trop recuit a légèrement retardé la rupture du câble. Le contact, plus malléable, est davantage déformé par les brins lors de la sollicitation, ce qui entraîne un mouvement de la corde dans le fût. Cependant, ce glissement reste limité, puisque le mécanisme final de rupture est toujours la casse du câble, et qu'il intervient environ 0.1 mm plus tard que dans le cas d'un contact en cuivre non recuit.

5.4.5. Impact d'un sous sertissage extrême :

Ayant mis en évidence des amplitudes de glissement différentes avant rupture dans le paragraphe 5.4.4 précèdent, nous avons souhaité vérifier l'impact d'un sous sertissage important pour simuler un cas de glissement sans rupture du câble. Pour cela, nous avons volontairement modélisé la tenue mécanique d'un contact serti hors des tolérances imposées par les normes d'indentation de nos partenaires industriels. La Figure 5-42 permet de visualiser l'évolution des corps déformables au cours de la sollicitation. Le glissement des brins, sans rupture, est donc obtenu.

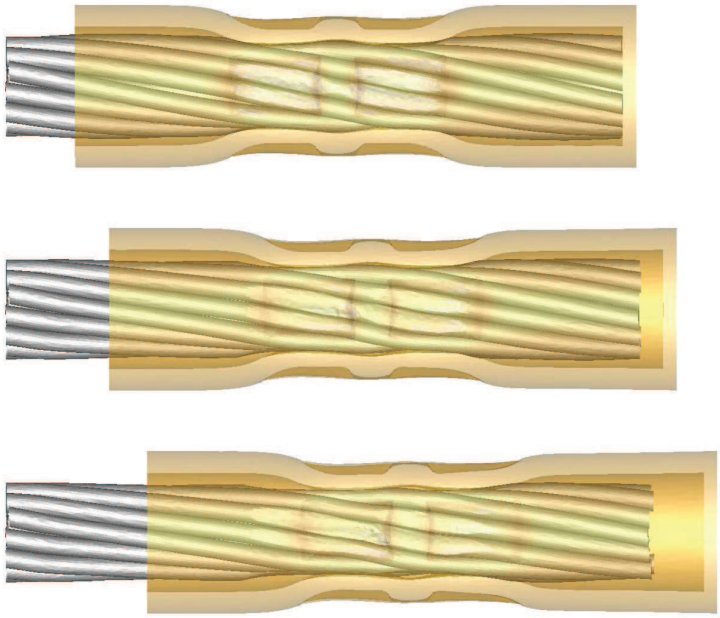


Figure 5-42 : Evolution des corps déformables dans une simulation d'arrachement de contact fortement sous serti.

L'analyse de ce modèle a également permis de comparer la courbe d'effort d'un cas menant au glissement du câble à un cas menant à sa rupture. Cette comparaison est faite sur la Figure 5-43.

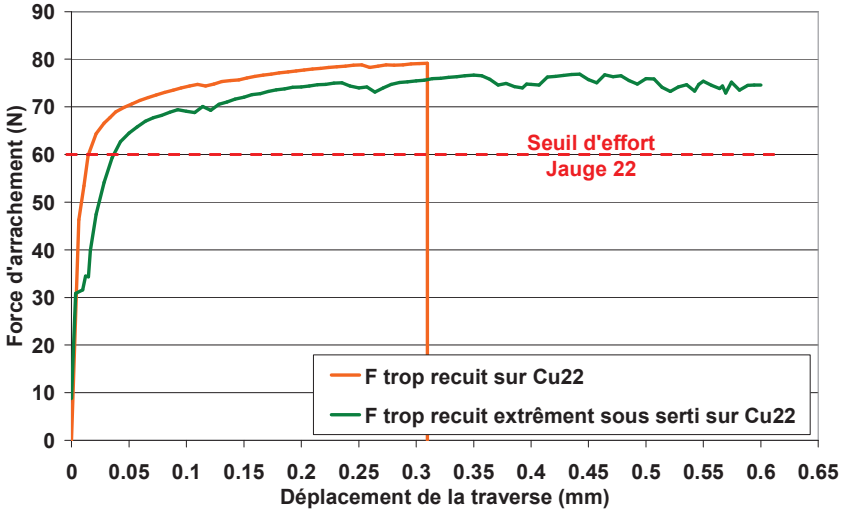


Figure 5-43 : Impact d'un sous sertissage extrême sur la tenue mécanique de l'assemblage.

Le sous sertissage n'est pas encore suffisant pour que l'assemblage ne réponde plus au critère d'effort minimal admissible de 60N. En revanche, le glissement se caractérise par l'allongement du plateau d'effort. Les efforts n'ont pas dû être tronqués. La déformation des brins n'atteint jamais la valeur de 15% caractéristique de la rupture, comme le prouve la cartographie des déformations de la Figure 5-44.

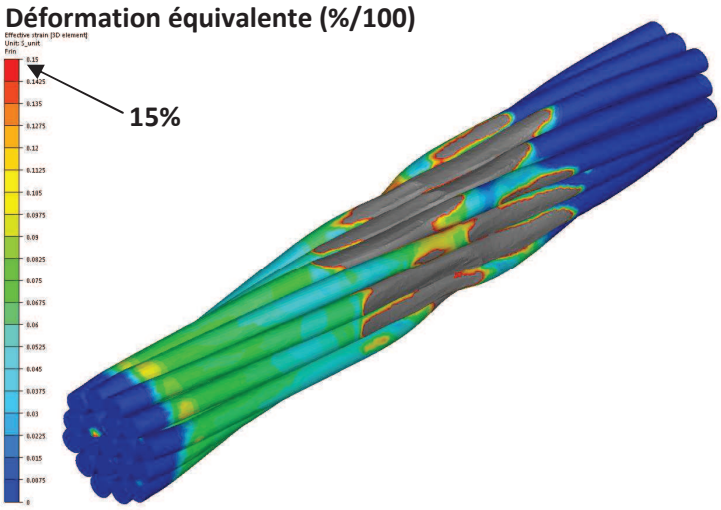


Figure 5-44 : Cartographie de la répartition des niveaux de déformation en fin de simulation de tenue mécanique.

5.4.6. Impact des fournisseurs :

Les partenaires industriels font appel à différents fournisseurs pour la fabrication de leurs contacts. Ces fournisseurs utilisent des lots matières, des méthodes de fabrication et des méthodes de traitements thermiques différents. Par conséquent, une différence sur les efforts de sertissage et sur les performances de tenue mécanique est à prévoir.

Pour compléter les données numériques, un dernier modèle a été établi. Le comportement rhéologique du contact correspond aux paramètres de lois de comportement déterminés par essais

de "Sertissage CEMEF" pour les contacts femelles du fournisseur 2. Ce modèle a été comparé aux modèles de références présentés en 5.4.4.1.

Le Tableau 5-7 permet de rappeler les valeurs des paramètres de nos différents matériaux.

F Référence _ Fournisseur 1	K= 294 MPa	ε_0= 0,006	n= 0,28
Loi puissance	E= 88.038 MPa (intégré à l'analyse)		
F _ Fournisseur 2	K= 380 MPa	ε_0= 0,006	n= 0,12
Loi puissance	E= 88.038 MPa (fixé)		
M Référence _ Lot 1	K= 288 MPa	ε_0= 0,007	n= 0,11
Loi puissance	E= 88.038 MPa (fixé)		

Tableau 5-7 : Rappel des paramètres rhéologiques déterminés par analyse inverse d'essais de "Sertissage CEMEF".

Sur le graphique de la Figure 5-45, on superpose les trois courbes d'efforts de sertissage. Les courbes F F1 et M sont identiques à celles de la Figure 5-37.

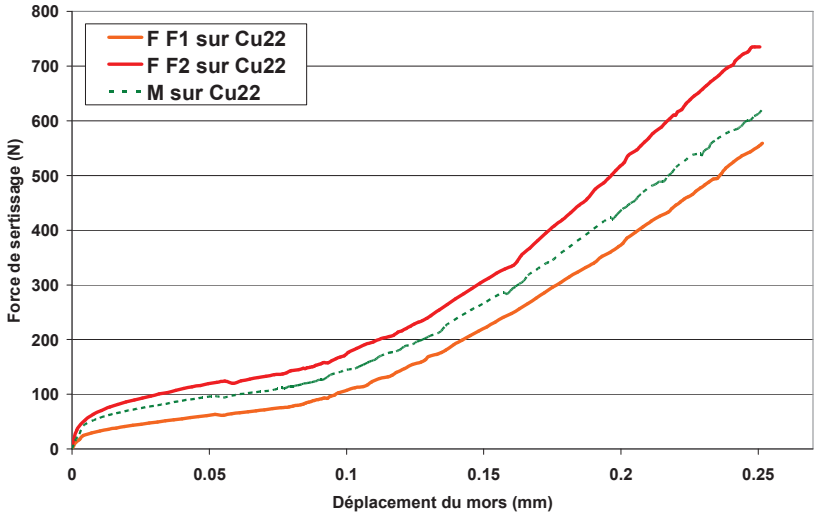


Figure 5-45 : Comparaison des relevés d'efforts de sertissage de contacts femelles F de deux fournisseurs différents.

Les essais de "Sertissage CEMEF" avaient permis d'établir l'hypothèse que les contacts F F2 avaient probablement subi un recuit insuffisant. Néanmoins, les contacts testés ont été prélevés sur chaîne de production, et sont donc considérés comme valides. La question est à présent de savoir si les simulations de tenue mécanique de cette configuration peuvent invalider le sertissage. Le graphique de la Figure 5-46 superpose les courbes de tenue mécanique des contacts F F1, F F2 et M sertis en limite de sous sertissage sur câble Cu22. Les courbes orange et verte sont identiques à celles présentées à la Figure 5-18, et permettent d'analyser les résultats obtenus avec la rhéologie de contact du fournisseur 2.

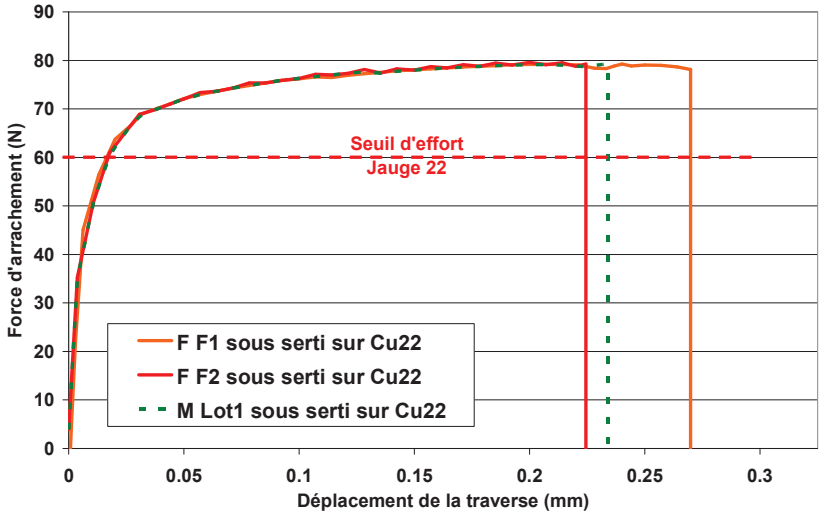


Figure 5-46 : Impact des fournisseurs de contacts sur la tenue à l'arrachement de l'assemblage.

Du point de vue des efforts, cette nouvelle simulation prédit un effort maximum d'environ 80N avant rupture du câble, ce qui est conforme avec l'observation que les brins dimensionnent la tenue à l'arrachement. Le sertissage peut donc être considéré comme valide.

5.5. Conclusion du chapitre :

Ce dernier chapitre a permis de faire le lien entre les travaux de recherche de thèse et les attentes des partenaires industriels. Après avoir présenté le concept de validation des sertissages par comparaison à des courbes enveloppes, l'étude s'est orientée vers la simulation numérique du sertissage et de l'arrachement de contacts sertis pour de multiples configurations. Nous avons présenté la méthode utilisée pour la mise en données des modèles permettant de prédire la tenue mécanique de l'assemblage serti. Suite à cela, une étude rapide a permis de montrer l'importance de la prise en compte de l'histoire de la mise en forme.

Dans la seconde partie de ce chapitre, l'étude de cas de référence a été faite. A cela se sont ajoutées les différentes études tenant compte de traitements thermiques non conformes, de géométries de contacts et de brins aux limites des tolérances ou de rhéologies matériaux correspondant à différents fournisseurs. De manière générale, l'ensemble des configurations testées a permis de dépasser le seuil d'effort minimal défini par les normes de nos partenaires industriels. Par conséquent, toutes ces configurations sont numériquement considérées comme valides. En revanche, les simulations d'arrachement ont abouti à la rupture du câble dans tous les cas étudiés. Dans le cadre de la thèse, nous avons principalement testé les contacts, mais le point "faible" de l'assemblage semble être le câble.

Sur le graphique de la Figure 5-47, on a superposé la totalité des courbes d'efforts de sertissage des différents cas étudiés et considérés valides. Toutes ces simulations de sertissage sont caractérisées par des paramètres dimensionnels des éléments sertis ou de procédé d'assemblage qui répondent aux normes. Par conséquent, toutes ces courbes définissent la courbe enveloppe de sertissage d'un contact M ou F 2222 sur câble Cu22.

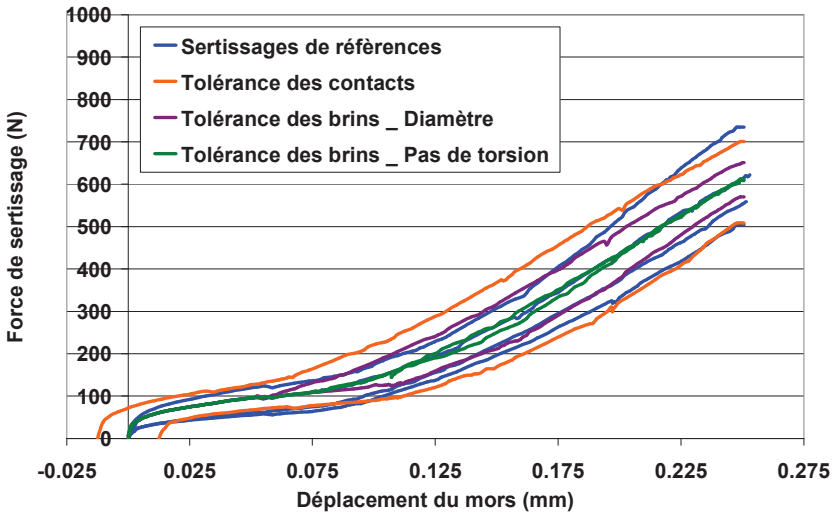


Figure 5-47 : Superposition de l'ensemble des courbes d'efforts de sertissages supposées valides.

Sur le graphique de la Figure 5-48, l'ensemble des courbes de la Figure 5-47 est converti en une courbe enveloppe représentée en vert. Nous avons également superposé des courbes de sertissage simulées pour lesquelles la pince électronique devrait révéler une anomalie :

- sertissage d'un contact non recuit.
- sertissage d'un contact trop recuit.
- sertissage d'un contact M standard sur un câble Cu24.
- sertissage d'un contact F standard sur un câble Cu24.

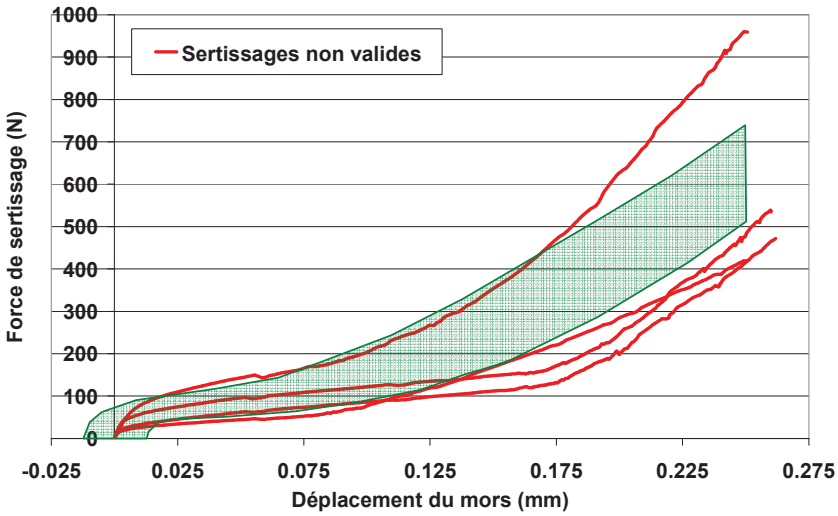


Figure 5-48 : Superposition des courbes d'efforts de sertissages non valides sur la courbe enveloppe de l'étude numérique de sertissage d'un contact M ou F sur câble Cu22.

La courbe enveloppe est relativement large. Seule une étude approfondie permettra de définir si elle ne l'est pas trop. Il sera notamment nécessaire de vérifier l'impact du cumul de certains paramètres. Par exemple, quelle serait la tenue mécanique d'un contact dont les dimensions serait en limite de tolérance Min/Max sur un câble Cu22 dont le diamètre des brins serait en limite de tolérance minimale avec un pas de torsion de 12 mm ? Il est possible que la courbe enveloppe soit donc bien plus large que l'approximation faite sur le graphique de la Figure 5-48.

Conclusions & perspectives

Ce mémoire a abordé la problématique de la simulation numérique du procédé de sertissage de contacts électriques aéronautiques. Ce travail a eu pour objectif de mettre en place les simulations de ce procédé d'assemblage par déformation plastique et de l'arrachement de contacts sertis pour vérifier leur validité.

Après une rapide introduction sur les assemblages par déformations plastiques, et sur le procédé de sertissage, une étude bibliographique a permis de dépouiller les travaux antérieurs dans le but de recenser les techniques appliquées et leurs performances sur les modèles établis. Cette étude a notamment permis de conclure à l'impossibilité de simuler efficacement le procédé de sertissage par un modèle 2D en faisant l'hypothèse des déformations planes. Cette impossibilité était d'autant plus vraie que chaque simulation de sertissage de notre étude devait être complétée par une simulation de tenue mécanique faisant intervenir le troisième axe d'étude. Basé sur un formalisme de résolution mécanique implicite, le logiciel Forge® était naturellement dédié à la mise en forme de métaux. La gestion efficace des problèmes de contact de ce logiciel a souvent été démontrée et a eu l'avantage de permettre de réaliser des simulations réalistes. L'étude bibliographique a également permis de constater qu'il fallait porter une attention particulière au paramétrage des interactions dans nos modèles. La détermination des coefficients de frottement entre les différents corps déformables devait être précise et méthodique. Enfin, la caractérisation des matériaux de nos différents échantillons était une étape primordiale pour assurer la précision des résultats des simulations numériques. Cette caractérisation se devait d'être précédée d'une étude expérimentale rigoureuse.

Dans le cadre du second chapitre, le travail s'est donc focalisé sur la mise au point, la réalisation et l'analyse des essais mécaniques. La recherche bibliographique préalable sur les méthodes d'essais sur échantillons à notre échelle d'étude n'a pas permis de déterminer de méthode directement applicable à nos contacts et à nos brins. La synthèse des moyens d'essais du CEMEF a abouti à la détermination des différents dispositifs applicables avec un minimum de travail d'adaptation. Premièrement, une campagne d'essais de traction a été réalisée sur les brins des deux technologies de sertissage. L'utilisation d'un suivi par vidéotraction a permis de déterminer les déformations des brins et un calcul analytique a converti la force de traction en contrainte. Excepté les problématiques de déformations résiduelles liées au torsadage, cette étude n'a mis en évidence qu'une seule limitation importante: les faibles niveaux de déformations applicables à la matière avant rupture. L'étude en compression des échantillons de type "brin" a donc débuté. Outre l'accroissement possible des niveaux de déformations sous cette sollicitation, cette étude a également permis de diagnostiquer une éventuelle anisotropie de la matière. Menée sur le dispositif de micro indentation modifié, elle a permis l'obtention de courbes Force/Déplacement de compression de brins. Aucun calcul analytique n'étant possible pour convertir les donnés en Contrainte/Déformation, le recours à l'analyse inverse était indispensable. Concernant les contacts électriques, la forme et les dimensions des fûts n'ont pas permis de réaliser d'essais normalisés. Deux moyens d'essais ont été utilisés: la machine de micro indentation converti en machine de micro compression, et la machine de traction/compression Zwick équipée d'un dispositif mis au point au CEMEF. La micro compression a permis de réaliser les essais sur quatre types de contacts. La détermination des paramètres rhéologiques de ces contacts devait permettre à terme de quantifier l'impact d'un défaut de traitement thermique sur les courbes d'efforts de sertissage. Cette étude sur le dispositif de micro compression laissait néanmoins présager des problèmes de cédage de la machine. Le dispositif de "Sertissage CEMEF" a donc été élaboré pour pallier les problèmes de cédage machine supposés du dispositif précédent. Ce dispositif, conçu et fabriqué au

CEMEF, permettait de solliciter la matière de manière proche d'un bi poinçonnement ou un sertissage deux points classique. Il a permis de tester cinq nouveaux types de contacts. La détermination des paramètres rhéologiques de chaque type de contacts devait cette fois-ci permettre de quantifier l'impact d'un changement de lot ou de fournisseur sur les courbes d'efforts de sertissage et sur la tenue à l'arrachement des contacts sertis.

Le troisième chapitre a présenté le travail d'analyse des données expérimentales en vue de la caractérisation des lois de comportement des différents échantillons de l'étude. L'étude directe avec Excel des courbes issues des essais de traction a abouti à l'identification des jeux de paramètres pour les différents brins des technologies cuivre et aluminium. En revanche, cette étude n'a pas tenu compte de la détermination des modules d'Young car l'analyse s'est faite sur les déformations plastiques de la matière. Suite à cela, l'analyse inverse d'essais non normalisés a fait l'objet d'une partie importante du troisième chapitre. Tous les paramètres rhéologiques des échantillons ayant été sollicités par le dispositif de micro compression ou par le dispositif de "Sertissage CEMEF" ont été obtenus par l'analyse inverse des données expérimentales. Les essais de micro compression de brins ont permis de valider les paramètres déterminés par le biais des essais de traction. Une sous-évaluation des valeurs de consistance a été observée, mettant en exergue les hypothèses d'un potentiel cédage du dispositif, de l'anisotropie des brins ou du mauvais traitement des données expérimentales. Concernant l'étude des contacts, les essais sur machine de micro compression ont permis de remonter aux paramètres rhéologiques de contacts ayant subi différents traitements thermiques. Ces paramètres rhéologiques seraient réutilisés à terme dans différentes simulations de sertissage pour vérifier l'impact du traitement thermique sur les relevés d'efforts. Malheureusement, cette série d'essais a conforté l'hypothèse d'un cédage excessif de ce moyen d'essai. La détermination de valeurs de module d'Young très inférieures aux données de la littérature et l'analyse de relevés de compression sur échantillons considérés comme infiniment rigides ont validé l'intérêt d'utiliser un dispositif d'essai dont la rigidité serait accrue. Les essais de type "Sertissage CEMEF" ont permis de pallier les incertitudes liées au cédage machine. Les résultats d'analyse inverse ont conclu en faveur d'une amélioration significative de la rigidité du dispositif. Cinq types de contacts ont été étudiés dans l'optique de vérifier l'impact d'un changement de lot ou d'un changement de fournisseur sur les efforts de sertissage. La dernière partie du troisième chapitre a présenté la méthode employée pour valider les paramètres rhéologiques. Cette méthode fait intervenir le dispositif de "Sertissage CEMEF", qui a été converti en pince à sertir instrumentée. L'acquisition expérimentale d'efforts de sertissage d'un contact mâle sur un câble Cu22 a ensuite été comparée à une courbe d'efforts d'essai de "Sertissage CEMEF" simulé avec les paramètres préalablement déterminés. La correspondance entre efforts simulés et efforts expérimentaux, ajoutée à la vérification de la tenue mécanique de l'assemblage, a permis de conclure à la bonne détermination des paramètres.

Le quatrième chapitre a traité de la mise au point des simulations de sertissage de références pour les technologies cuivre et aluminium. Au préalable, un rappel des principales équations de la mécanique des milieux continus, du calcul par éléments finis et des méthodes de résolutions utilisées dans Forge3® a été fait. Les résultats d'une étude sur la mise au point de modèles 2D du sertissage est présentée. L'utilisation de plans de symétries a permis de réduire significativement les temps de calculs, afin de tester l'impact du coefficient de frottement sur les efforts de sertissage. En revanche, l'impossibilité de simuler l'aspect torsadé des brins et de pouvoir mettre en donnés les simulations d'arrachement à partir des résultats de sertissage a obligé l'arrêt du travail bidimensionnel. Cette pré étude a également permis de vérifier la capacité du logiciel Forge® à mener une simulation tridimensionnelle du procédé de sertissage. Dans un second temps, le quatrième chapitre s'est orienté vers le travail de mise au point des modèles de référence de sertissage. Pour les deux technologies de sertissage, l'observation attentive et l'analyse dimensionnelle de chaque type d'échantillon a conduit à la création des maillages précis pour le calcul par éléments finis. Le paramétrage de la hauteur de presse nous a poussé à réaliser une étude

approfondie pour vérifier la profondeur d'indentation effective. En effet, à notre échelle d'étude, une erreur de quelques micromètres de la profondeur de sertissage pouvait mener à une mauvaise prédiction des mécanismes de rupture et des efforts associés. Les observations expérimentales ont mis en évidence une différence de mesure entre profondeur d'indentation théorique et mesure effective des empreintes sur contacts polis. La recherche de techniques permettant de diagnostiquer l'origine de ces différences a fait l'objet d'un travail important dans le cadre de la thèse. Finalement, l'analogie faite avec les contacts sollicités par "Sertissage CEMEF" et la fiabilité du logiciel Forge® dans le cas de calculs de mise en forme ont permis de conclure à l'indépendance de ces différences de mesure par rapport à un quelconque retour élastique de la matière. Nous avons finalement supposé que des rattrapages de jeux ou des déflexions de mécanismes dans la pince étaient à l'origine des imprécisions mesurées. Cette clarification faite, la suite du quatrième chapitre a permis de présenter les modèles de référence pour les deux technologies. En particulier, la présentation du sertissage d'étanchéité de la technologie aluminium et de la cinématique d'outils spécifiques a pu être menée.

Le cinquième et dernier chapitre a permis de faire le lien entre les travaux de recherche de thèse et les attentes des partenaires industriels. Après avoir présenté le concept de validation des sertissages par comparaison à des courbes enveloppes, l'étude s'est orientée vers la simulation numérique du sertissage et de l'arrachement de contacts sertis pour de multiples configurations. Nous avons présenté la méthode utilisée pour la mise en données des modèles permettant de prédire la tenue mécanique de l'assemblage serti. Suite à cela, une étude rapide a permis de montrer l'importance de la prise en compte de l'histoire de la mise en forme. Dans la seconde partie de ce dernier chapitre, l'étude de cas de référence a été faite. A cela se sont ajoutées les différentes études tenant compte de traitements thermiques non conformes, de géométries de contacts et de brins aux limites des tolérances ou de rhéologies matériaux correspondant à différents fournisseurs. De manière générale, l'ensemble des configurations testées a permis de dépasser le seuil d'effort minimal défini par les normes de nos partenaires industriels. Par conséquent, toutes ces configurations ont été considérées comme valides d'un point de vue numérique. Après avoir superposé la totalité des courbes d'efforts de sertissage des différents cas valides étudiés, nous avons pu créer une version numérique de la courbe enveloppe du couple contact/câble étudié. Nous avons également superposé quelques courbes de sertissage simulées qui devraient être diagnostiquées comme "non valides" par la pince électronique. Ces courbes de sertissage défectueux sortent de la courbe enveloppe. La méthodologie est donc validée.

De manière générale, l'ensemble des travaux menés dans le cadre de la thèse a permis de mettre au point des modèles numériques qui répondent à l'ensemble des attentes définies en début de projet. Il reste cependant de nombreuses perspectives d'améliorations à envisager afin de rendre ces travaux directement applicables par les partenaires industriels.

Tout d’abord, la technologie aluminium reste en cours de développement. L’analyse de l’arrachement des contacts de cette technologie peut être déterminante. De plus, des travaux de caractérisation précis doivent être menés sur la gaine isolante et sur la férule en argent.

Ensuite, bien qu'ayant justifié la non utilisation d'un critère d'endommagement dans nos modèles, il serait intéressant de vérifier que la prise en compte d'un tel critère ne modifie pas le type de mécanisme de rupture dans le cadre des simulations de tenue mécanique. Pour la caractérisation rhéologique de la matière, une amélioration des dispositifs d'essais peut être réalisée en vue de s'affranchir totalement des incertitudes de cédage machine.

L'industrialisation et la généralisation des travaux passe également par la réduction significative des temps de calculs. Dans le cadre de cette étude, le nombre de configurations à tester est resté assez réduit: un type de contact et deux types de câbles. Dans la réalité, des dizaines de types de

contacts et de types de brins engendrent des centaines de configurations possibles. La détermination d'un critère de validité par courbe enveloppe est à réaliser pour chacune d'elle. Nous avons beaucoup d'espoir quant au fait qu'une amélioration du partitionneur de calcul pourrait réduire les temps de résolution. La mise au point d'un partitionnement global des corps déformables devrait permettre de localiser les nœuds associés à un processeur de manière géographique et de diminuer les interactions entre les différents processeurs.

Enfin, la plus importante des perspectives industrielles reste la mise au point définitive d'un prototype de pince à sertir à contrôle intégré qui permettrait d'effectuer des comparaisons précises entre l'expérience et la simulation. Cette étape reste primordiale pour valider définitivement nos modèles et les prédictions associées. Nous avons d'ores et déjà pu mettre en place une courbe enveloppe de validité de sertissage. Au regard des normes relatives aux matériaux et aux dimensions des composants, cette courbe enveloppe est relativement large. Seule une étude approfondie permettra de définir si cette enveloppe n'est pas trop vague. Il sera notamment nécessaire de vérifier l'impact du cumul de certains paramètres. Il est possible que la courbe enveloppe soit donc bien plus large que l'approximation faite à ce jour. Le cas échéant, il sera peut être nécessaire de réduire les tolérances des normes pour rendre possible la détermination des défauts de sertissage par l'usage d'une pince à sertir électronique.

Annexes

ANNEXE 1: Conversion de la force de traction en contrainte:

Le suivi par videotraction a permis de déterminer la déformation dans l'axe du brin ε_{zz}. Les résultats bruts des essais sont donc de type Force/Déformation longitudinale. En faisant l'hypothèse de l'absence de striction localisée, le brin peut être assimilé à un cylindre dont le diamètre diminue au fur et à mesure que sa hauteur augmente, comme le montre la Figure A1-1.

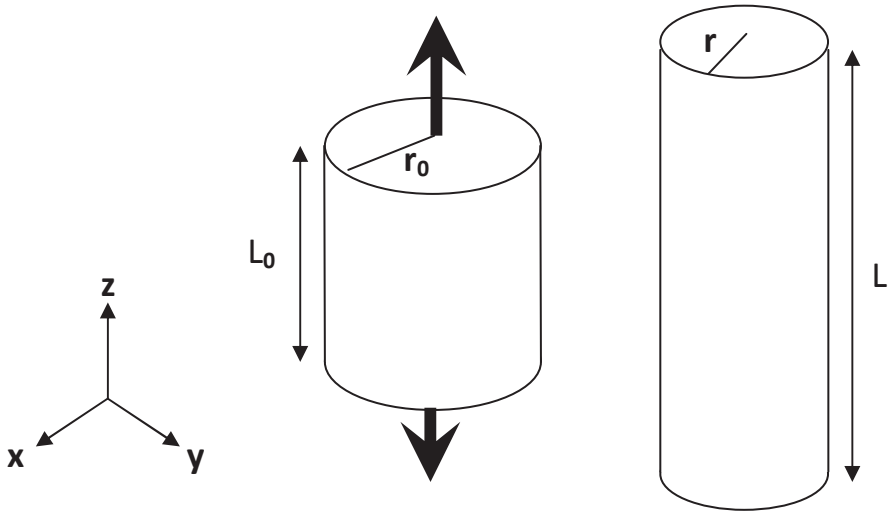


Figure A1-1: Hypothèse forte de striction non localisée pour conversion de la force en contrainte.

Le calcul analytique permet de remonter aux contraintes. Les formules suivantes présentent la manière dont les efforts du capteur ont été convertis en contraintes.
Hypothèse d'incompressibilité de la matière :

$$\varepsilon_{XX} + \varepsilon_{YY} + \varepsilon_{ZZ} = 0 \qquad \text{(A1-1)}$$

donc

$$\varepsilon_{XX} = \varepsilon_{YY} = -\frac{1}{2}\varepsilon_{ZZ} \qquad \text{(A1-2)}$$

La déformation vraie calculée par videotraction :

$$\ln(\frac{L}{L_0}) = \varepsilon_{ZZ} = -2\varepsilon_{XX} \qquad \text{(A1-3)}$$

La contrainte dans l'axe du brin :

$$\sigma_{ZZ} = \frac{F_Z}{S} \qquad \text{avec} \qquad S = \pi.r^2 \qquad \text{(A1-4)}$$

La déformation vraie transverse est telle que :

$$\varepsilon_{XX} = \ln(\frac{r}{r_0}) \qquad \text{(A1-5)}$$

d'où

$$r = r_0 \exp(-\frac{1}{2}\varepsilon_{ZZ}) \qquad \text{(A1-6)}$$

L'équation (A1-4) devient donc

$$\sigma_{ZZ} = \frac{F_Z}{\pi . r_0^{\,2} \exp^2(-\frac{1}{2}.\varepsilon_{ZZ})} \qquad \text{(A1-7)}$$

avec F_Z la force de traction obtenue par le capteur d'effort, r_0 le rayon initial du brin et ε_{zz} la déformation vraie obtenue par videotraction.

ANNEXE 2: Harmonisation des efforts de micro compression de tronçons de contacts:

Cette étude a consisté à simuler, avec une rhéologie de matériau cuivre quasi pur (Cu99.97) de la librairie Forge®, la compression entre deux tas plats d'un tube aux dimensions de nos fûts. Trois modèles ont été mis en données, avec trois longueurs de tronçons différentes: 0.8 mm, 1 mm et 1.5 mm. Les courbes d'efforts de compression correspondant à ces trois simulations sont représentées en traits pleins sur le graphique de la Figure A3-1.

Un simple calcul de proportionnalité a ensuite permis de rectifier les efforts de compression d'un tronçon de 0.8 mm pour superposer à la courbe correspondant aux efforts de compression d'un tronçon de 1 mm de long. De la même manière, nous avons pu rectifier les efforts du tronçon de 1 mm pour correspondre à un tronçon de 1.5 mm.

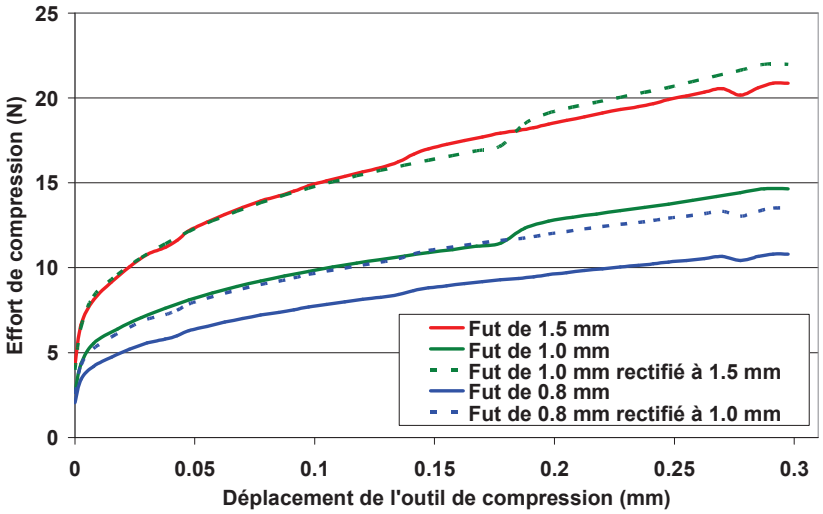


Figure A3-1: Principe d'harmonisation des efforts par proportionnalité.

Cette étude rapide a permis de valider la faisabilité d'une rectification des efforts de compression. Ainsi, pour chaque essai, après avoir mesuré la longueur du tronçon, les efforts ont été rectifiés pour correspondre à une longueur de tronçon définie. Cette méthode a permis de réduire significativement la dispersion des essais.

ANNEXE 3: Définition des rhéologies de la librairie Forge®:

La loi de comportement des matériaux de la librairie Forge® est la loi d'écrouissage de Hansel Spittel:

$$\sigma = A\exp(m_1 T)T^{m_9}\varepsilon^{m_2}\exp(\frac{m_4}{\varepsilon})(1+\varepsilon)^{m_5 T}\exp(m_7\varepsilon)\dot{\varepsilon}^{m_3}\dot{\varepsilon}^{m_8 T}$$

avec σ la contrainte, T la température, ε la déformation et $\dot{\varepsilon}$ le taux de déformation

Pour le cuivre Cu99.97 utilisé dans le cadre de cette thèse, les valeurs des paramètres sont rassemblées dans le Tableau A2-1. Le module d'Young est de 110000 MPa.

Paramètres	A	m_1	m_2	m_3	m_4	m_5	m_6	m_7	m_8	m_9
Valeurs	411.19	-0.00121	0.21554	0.01472	-0.00935	0	0	0	0	0

Tableau A2-1: Synthèse des paramètres de la loi de Hansel-Spittel pour le cuivre Cu99.97.

Pour l'acier C35 utilisé dans le cadre de cette thèse, les valeurs des paramètres sont rassemblées dans le Tableau A2-2. Le module d'Young est de 200000 MPa.

Paramètres	A	m_1	m_2	m_3	m_4	m_5	m_6	m_7	m_8	m_9
Valeurs	882.8	-0.0012	0.1845	0.01237	-0.00613	0	0	0	0	0

Tableau A2-2: Synthèse des paramètres de la loi de Hansel-Spittel pour l'acier C35.

Pour l'aluminium Al99 utilisé dans le cadre de cette thèse, les valeurs des paramètres sont rassemblées dans le Tableau A2-3. Le module d'Young est de 73000 MPa.

Paramètres	A	m_1	m_2	m_3	m_4	m_5	m_6	m_7	m_8	m_9
Valeurs	161.9	-0.00209	0.22305	0.01851	0.00435	0	0	0	0	0

Tableau A2-3: Synthèse des paramètres de la loi de Hansel-Spittel pour l'aluminium Al99.

Le graphique de la Figure A2-1 rassemble les courbes contraintes/déformation associées à ces trois lois de comportement. La température et la vitesse de déformation ont été arbitrairement fixées à 20°C et 1^{s-1}.

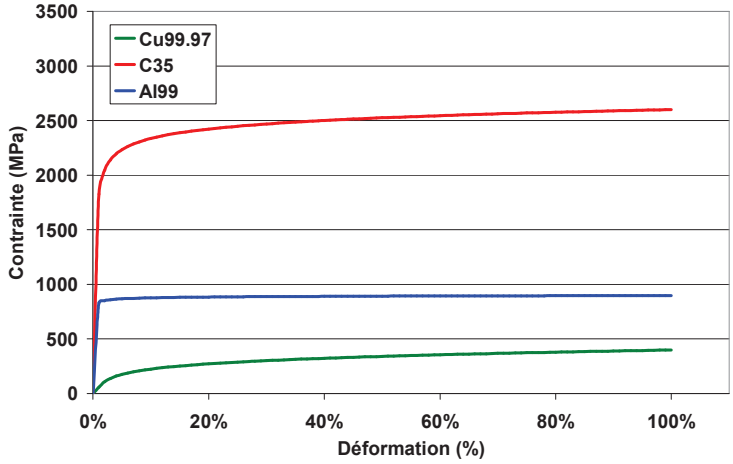


Figure A2-1: Représentations graphiques des lois de comportement de la librairie Forge® utilisées au cours de la thèse.

ANNEXE 4: Réduction des temps de calcul:

Réduction des temps de calcul par optimisation de la mise en donnée:

Le principal moyen mis en œuvre pour réduire les temps de calcul a consisté à travailler sur les maillages des mises en données. L'influence de la longueur du câble à modéliser a été étudiée. L'impact de la taille de maille des éléments sur les efforts de sertissage a été vérifié. La géométrie des mors de sertissage a été optimisée pour limiter le nombre de nœuds. Les géométries ont été travaillées pour empêcher les interpénétrations d'éléments à l'origine de non convergence de calculs.

En cumulant à ce travail le passage de la version commerciale 2009 à la version 2011 du logiciel Forge®, les temps de calcul élevés du début de thèse (de l'ordre de 130 heures) ont pu être réduit à des durées de l'ordre de 36-48h en fonction des paramètres à étudier. Ces temps sont donnés à titre indicatif, et correspondent à un lancement sur 12 processeurs de calcul.

Impact du préconditionneur de calcul:

En algèbre linéaire et en analyse numérique, un préconditionneur P d'une matrice A est une matrice telle que le conditionnement de $P^{-1}.A$ est plus petit que celui de A. Le préconditionnement est utilisé dans les méthodes itératives pour la résolution d'un système linéaire (méthode du gradient, méthode du gradient conjugué). Au lieu de résoudre le système matriciel suivant:

$$A.x=B \tag{4-48}$$

il sera préférable de résoudre

$$P^{-1}.A.x=P^{-1}.B \tag{4-49}$$

qui permet de diminuer considérablement le nombre d'itérations dans la méthode de résolution itérative. On dit que le système est "mieux" conditionné. Dans l'équation (4-49), un préconditionneur à gauche a été présenté. Il est également possible d'écrire un préconditionneur à droite. Dans ce cas, la résolution se fait en deux temps:

$$A.P^{-1}.z= B \text{ et } x= P^{-1}.z \tag{4-50}$$

Dans la même idée, il est enfin possible de résoudre le système en utilisant un préconditionneur à droite et un préconditionneur à gauche:

$$P_1^{-1}.A.\ P_2^{-1}.z= P_1^{-1}.B \quad \text{avec} \quad x= P_2^{-1}.z \quad \text{et} \quad A\sim P_1.P_2 \tag{4-51}$$

En général, la matrice P n'est pas calculée explicitement. Des algorithmes comme la décomposition LU ou la factorisation de Cholesky sont utilisés pour trouver un inverse approché de A. Pour plus de détails sur les méthodes de préconditionnement, le lecteur pourra se référer à l'ouvrage de Owe [OWE96] ou à la thèse de Perchat [PER00].

Par défaut, Forge® utilise un préconditionneur de type ILU (pour "Incomplete LU"). La décomposition LU est une méthode de décomposition d'une matrice comme produit d'une matrice triangulaire inférieure L (comme *lower*, inférieure) et une matrice triangulaire supérieure U (comme *upper*, supérieure). On pose alors P≈L.U.

La possibilité est laissée de choisir un autre préconditionneur, si l'on considère que celui par défaut manque d'efficacité. Dans le cadre de la thèse, quatre préconditionneurs différents ont été testés: le préconditionneur par défaut (décomposition LU d'ordre 1), deux autres préconditionneurs de type décomposition LU (ordre 0 et 2) et un solveur standard. Le Tableau A4-1 rassemble les temps de calculs CPU (obtenus sur un cluster de calcul Linux sur 16 processeurs). Pour réaliser cette étude, une simulation de sertissage avec une course réduite et un maillage assez grossier ont été paramétrés pour limiter les durées.

Préconditionneur	ILU0	ILU1	ILU2	Solveur standard
Temps CPU	22h	29h	40h	45h

Tableau A4-1: Temps de calcul pour différents préconditionneurs.

La Figure A4-1 rassemble différents visuels des niveaux de contraintes en fin de simulation. Le recours à un préconditionneur ILU0, algorithme le moins précis (ordre 0), engendre des temps de calcul réduits, mais une répartition et un niveau de contraintes différents. Un préconditionneur ILU2 fournit de bons résultats mécaniques, mais un temps de calcul plus important qu'un ILU1. Enfin, le solveur standard, qui était utilisé dans les versions précédentes de Forge®, nous donne également de bons résultats en terme de niveaux de contraintes. En revanche, les temps de calcul sont très importants.

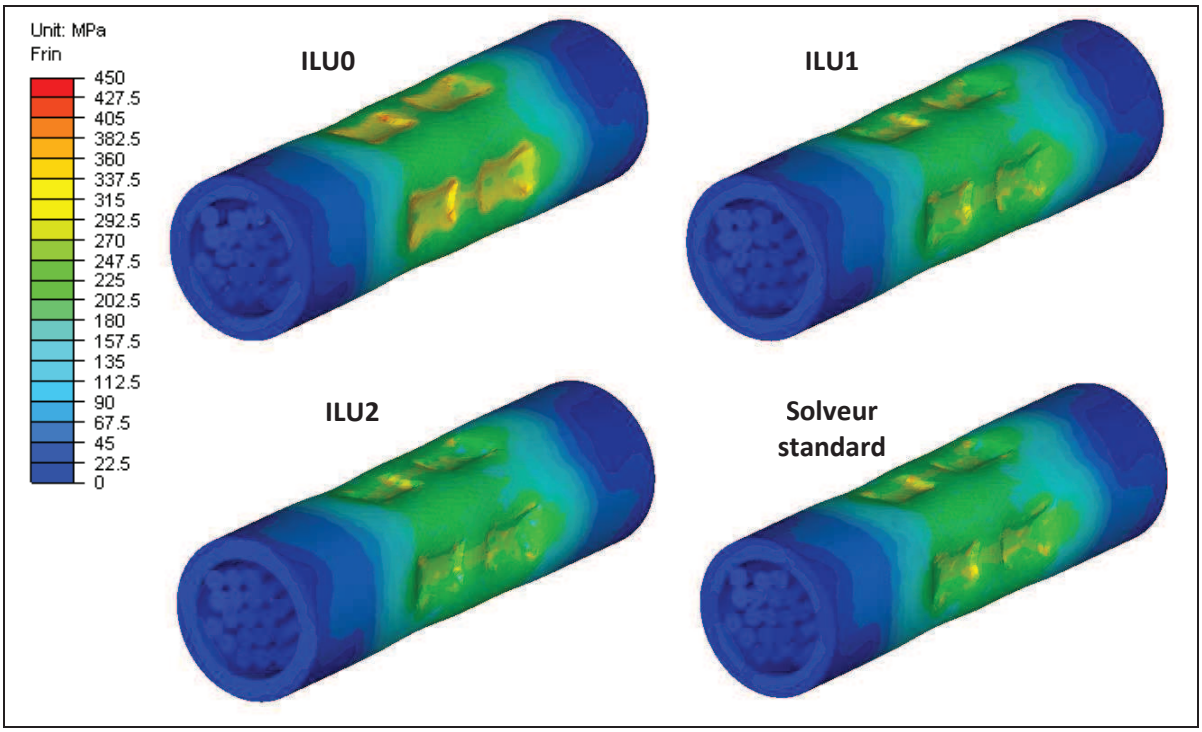


Figure A4-1: Repartition des contraintes en fin de sertissage pour différents préconditionneurs de calculs.

L'étude a démontré le peu d'influence du choix du préconditionneur sur la tendance globale de la courbe d'efforts de sertissage. En revanche, le choix d'un ILU0 a engendré une augmentation du nombre de non convergence et l'apparition de pics aléatoires sur la courbe. L'utilisation du préconditionneur par défaut ILU1 semble donc la mieux adaptée en terme de temps de calculs et de validité du calcul mécanique.

Impact de la valeur du coefficient de pénalisation dPenPlus:

dPenplus est un paramètre permettant de maîtriser la distance sous laquelle les nœuds sont "en alerte" vis-à-vis d'autres nœuds de leur voisinage. A chaque incrément, le logiciel calcul les distances de tous les nœuds en surface à chaque surface d'un autre corps. Si une distance *d* est inférieure à la valeur de *dPenplus*, la condition de contact est testée. Cette approche permet d'alléger le calcul en ne testant pas systématiquement les conditions de contact. Les schémas de la Figure A4-2 permettent de mieux assimiler le concept.

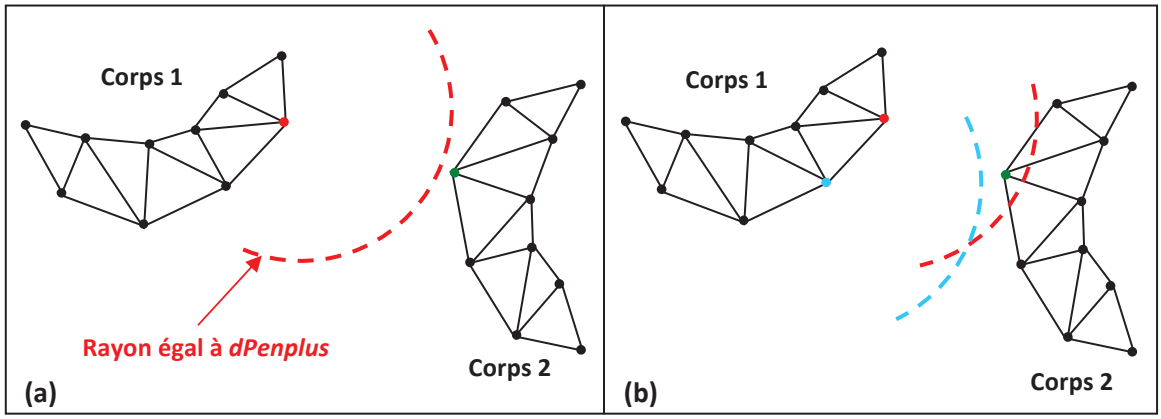


Figure A4-2: Principe de fonctionnement du dPenplus.

Par défaut, *dPenplus* est fixé à 1/10 de la taille de maille. Dans le cas (a), le noeud rouge du corps 1 ne "voit" pas le nœud vert du corps 2 car ils sont séparés d'une distance supérieure à *dPenplus*. A l'incrément suivant (b), la distance entre les deux nœuds considérés devient inférieure à *dPenplus*. Le logiciel doit alors envisager une potentielle mise en contact des deux nœuds. En revanche, le nœud bleu du corps 1 ne "voit" encore aucun nœud du second corps. Par conséquent, en augmentant la valeur de *dPenplus*, la précision du calcul est accrue car les possibilités d'interpénétrations brutales de nœuds entre deux incréments de temps sont réduites. En contrepartie, le temps de calcul augmente.

Dans nos modèles de sertissage, la valeur par défaut de *dPenplus* est d'environ $7x10^{-3}$mm. Le temps CPU de référence est de 155h. Pour vérifier l'influence de la valeur de *dPenplus*, trois calculs ont été lancés en paramétrant les valeurs à $1x10^{-2}$ mm, $8x10^{-3}$ mm et $5x10^{-3}$ mm. Le Tableau A4-2 synthétise l'impact de *dPenplus* sur le déroulement des calculs.

Valeur de dpenplus	Temps CPU
1^{E-2} mm	195h
8^{E-3} mm	154h
7^{E-3} mm (défaut)	155h
5^{E-3} mm	157h

Tableau A4-2: Influence de la valeur du dpenplus sur les temps de calculs.

Une augmentation de la valeur de *dPenplus* de $8x10^{-3}$ mm à $1x10^{-2}$ mm engendre une augmentation significative des temps de calcul. Cependant, le calcul avec la valeur par défaut a été réalisé en 155h alors que sa valeur de *dPenplus* est plus petite que $8x10^{-3}$ mm. De la même manière, une valeur de $5x10^{-3}$ mm engendre une nouvelle augmentation de la durée du calcul. On peut donc supposer que la réduction de la valeur de *dPenplus* peut conduire à une réduction des

temps de calculs dans la mesure où cela n'engendre pas de problèmes de convergence. Une nouvelle fois, la valeur par défaut semble être la plus appropriée.

Perspectives sur la réduction des temps de calculs: le partitionnement:

Informations générales sur le partitionnement dans Forge®:

La parallélisation du code de simulation de forgeage Forge3® a été effectuée par Marie en 1997 [MAR97]. Cette parallélisation est basée sur un modèle de parallélisation SPMD (un seul programme sur de multiples données).

Un travail très important a été effectué lors de l'élaboration de la version parallèle de Forge3, sa mise en place ayant nécessité une profonde évolution de la structure de données du code. Le maillage est partitionné en plusieurs sous domaines. La version parallèle du code Forge3® consiste à exécuter sur chaque processeur le même programme, mais sur des données différentes associées aux différents sous domaines. La principale évolution de la structure de données est la distinction des données propres à chaque sous domaine, des données partagées entre plusieurs de ces derniers. Les données partagées par plusieurs sous domaines introduisent des communications entre les processeurs, mais contribuent à la validité des résultats obtenus. L'implémentation de cette version parallèle a consisté à ajouter quelques fonctionnalités parallèles utilisant un protocole d'échanges de messages (initialement PVM, puis MPI) au code séquentiel.

Une autre tâche importante a été l'implémentation d'un solveur itératif qui, par son critère local, a pu être adapté afin d'obtenir un solveur de Stokes généralisé parallèle. Dans le cas de Forge3®, l'implémentation d'une méthode de résolution globale a été choisie. Elle permet de résoudre le même système linéaire global que la version séquentielle, et d'obtenir des résultats identiques quelque soit le nombre de processeurs. Pour de plus amples informations sur la parallélisation du calcul dans Forge® et sur les méthodes de partitionnement, le lecteur pourra se référer aux travaux de thèse de Digonnet [DIG01].

Le fonctionnement actuel et les modifications envisagées:

Le premier partitionnement intervient lors de la préparation du calcul. Pour un lancement sur n processeurs de calcul, chaque corps remaillable est envoyé au partitionneur qui effectue le découpage en n sous domaines équilibrés en terme de nombres d'éléments. Chaque processeur se voit attribuer une partie de chaque corps déformable.

La Figure A4-3 présente le modèle de sertissage allégé mis en donnée pour réaliser les tests de partitionnement. Ce modèle est caractérisé par la présence de 7 brins de cuivre (au lieu de 19) et d'un contact raccourci.

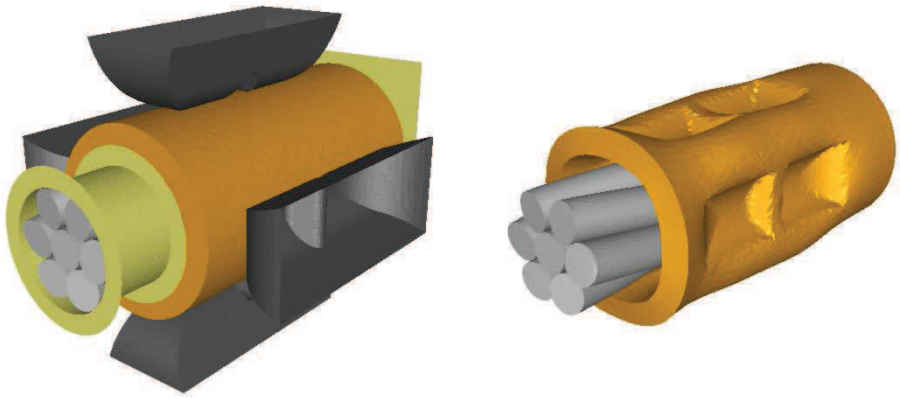


Figure A4-3: Mise en donnée "allégée" pour l'étude du partitionnement des calculs.

Sur la base de ce modèle, trois configurations différentes ont été testées:

• Configuration 1: Lors de la mise en donnée, les brins d'une même couronne sont dupliqués puis pivotés. Le nombre de nœuds et d'éléments, ainsi que leur numérotation, est inchangée. Cette configuration est celle utilisée principalement depuis le début de la thèse.

• Configuration 2: sur la base de la configuration 1, chaque brin est remaillé indépendamment l'un de l'autre dans le logiciel pré processeur, ce qui permet de rendre aléatoire le nombre de nœuds et d'éléments, ainsi que leur numérotation.

• Configuration 3: dans ce cas, l'ensemble des sept brins ne forme qu'un seul corps déformable. Le modèle est composé de 2 corps déformables, contre 8 corps déformables pour les configurations 1 et 2. Le recours à un unique corps oblige à activer les options de détections des replis et de contact matière/matière, options gourmandes en temps de calculs.

L'objectif de cette approche est de valider l'efficacité d'un travail avancé sur le partitionneur. Pour un calcul mettant en jeux un seul corps déformable, le découpage sur plusieurs processeurs n'est pas problématique car chaque processeur devra échanger des informations avec les seuls processeurs des nœuds voisins. Dans le cas d'un calcul multi domaine, ce qui est le cas du sertissage et ses vingt corps déformables, il est fort à parier que chaque processeur devra échanger les informations avec tous les autres processeurs, car chaque processeur récupère un sous domaine restreint de chaque corps. La proportion du temps de calcul lié aux échanges d'informations devient donc important.

Les visuels de la Figure A4-4 permettent d'observer les différents partitionnement des trois calculs lancés sur 12 processeurs. Chaque couleur correspond à un processeur.

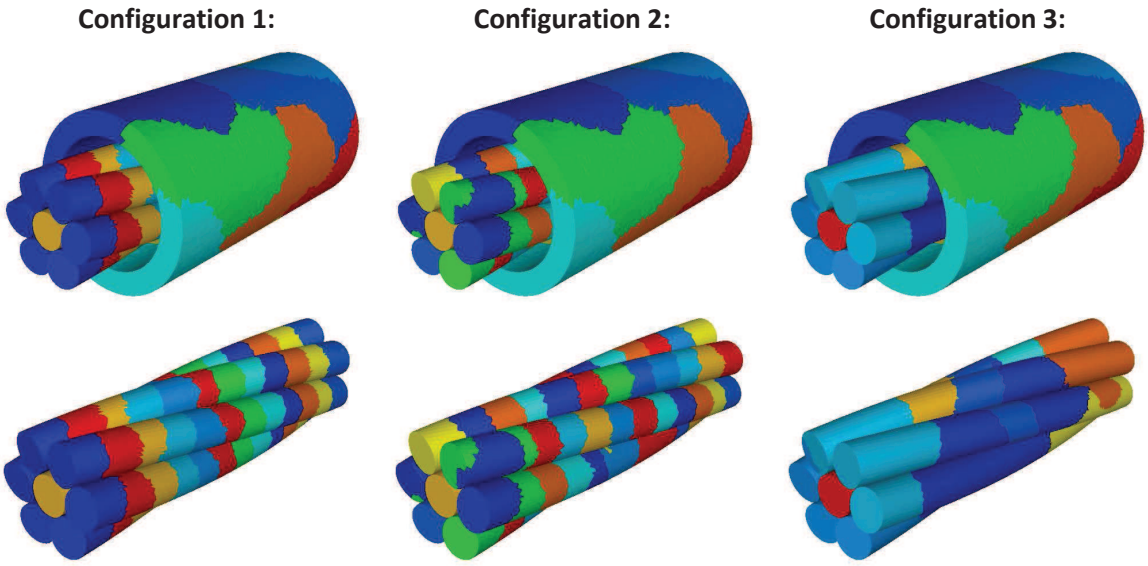


Figure A4-4: Répartition des éléments sur les 12 processeurs pour les trois configurations étudiés.

Quelque soit la configuration, le contact est toujours partitionné de la même manière. Cela s'explique par le fait que le maillage est strictement identique en début de calcul, et que le partitionnement est directement lié à la numérotation des nœuds.

En revanche, un travail de pré traitement différent sur les maillages des brins engendre un partitionnement différent pour les trois configurations. Dans le cas de la configuration 1, un brin est dupliqué puis pivoté pour créer son voisin. Les brins de la couronne possèdent donc le même nombre de nœuds et la même numérotation. Cela se traduit par un partitionnement de chaque brin de la couronne identique. Cependant, le brin central, issu d'un fichier CAO différent possède un nombre de nœuds et une numérotation différente. Son partitionnement n'est donc pas identique à celui des brins de la couronne.

Dans le cas de la seconde configuration, chaque brin a été dupliqué, pivoté puis remaillé dans le pré processeur de calcul. Chaque brin possède donc un maillage spécifique, un nombre de nœuds et une numérotation différents. Le partitionnement varie d'un corps déformable à l'autre.

La configuration 3 étant constitué de deux corps déformables, chacun est envoyé au partitionneur de calcul. L'ensemble des brins est constitué d'une seule numérotation, et le partitionnement semble se propager d'un brin à l'autre.

De manière intuitive, on peut supposer que la configuration 3 permet de diminuer les temps liés aux transferts d'informations entre processeurs par rapport à la configuration 1 et la configuration 2. Pour vérifier cette hypothèse, les temps de calculs CPU et les temps totaux des simulations (prenant en compte les échanges d'informations entre incréments de calculs) ont été rassemblés dans le Tableau A4-3.

	Temps écoulé t_e	Temps CPU t_{CPU}	t_e -t_{CPU}
Configuration 1	7 h 20 min	5 h 35 min	1 h 45 min
Configuration 2	6 h 15 min	4 h 5 min	2 h 10 min
Configuration 3	5 h 50 min	4 h 45min	1 h 5 min

Tableau A4-3: Synthèse des temps de calculs obtenus pour les trois configurations.

La troisième colonne du Tableau A4-3 correspond en grande partie à des temps de communication entre processeurs. L'hypothèse formulée précédemment est donc vérifiée. La configuration 3 permet de limiter cette durée à 1h05 tandis que la configuration 2 et la configuration 3 compte respectivement 1h45 et 2h10 à cette étape de transfert d'informations. Ce résultat nous conforte dans l'idée qu'un meilleur partitionnement du corps dans le cas de simulation fortement multi domaine pourrait diminuer considérablement les temps de calculs.

Cependant, le recours à un unique corps déformable pour les brins n'est pas une solution viable. D'un point de vue numérique, cette solution engendre une augmentation du nombre de non convergence. Par ailleurs, cette configuration ne permet pas de réutiliser les maillages déformés pour mettre en données les modèles d'arrachement car les brins restent intimement liés et ne se réorganisent pas de manière naturelle.

En définitive, une perspective à cette pré étude serait de modifier le code source de Forge® pour alimenter le partitionneur avec un seul objet correspondant à la concaténation des brins et du contact. Après partitionnement, il faudrait redifférencier les différents lopins avant de débuter le calcul mécanique.

ANNEXE 5: Etude du sertissage de contact à fût ouvert:

Pour s'assurer de la validité du calcul de retour élastique du logiciel Forge®, l'étude numérique d'Abbas [ABB02] a été reproduite. L'auteur a travaillé avec le logiciel Abaqus sur une technologie de sertissage appliquée au secteur automobile: le sertissage en fût ouvert.

Pour mener à bien cette étude, les dimensions exactes des objets ont été extraites du manuscrit de thèse d'Abbas. La Figure A5-1 permet de visualiser la configuration de sertissage et les différents objets. Par soucis d'exactitude avec les travaux d'Abbas, nous nous sommes restreint à la modélisation d'un câble non torsadé. Lors du procédé, le poinçon descend pour écraser le contact sur le câble et réaliser le "sertissage en B". Pour bloquer la matière, un outil fixe appelé "enclume" est utilisé.

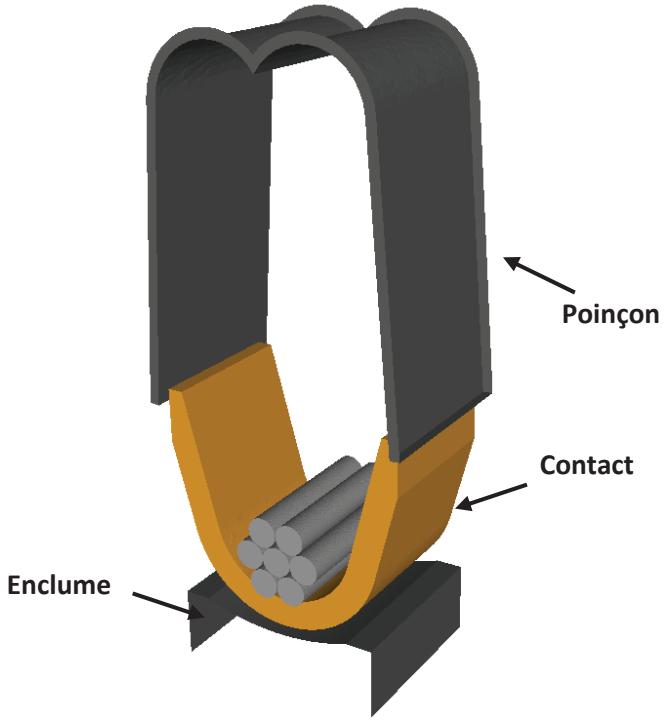


Figure A5-1: Modèle de sertissage Open Barrel (Fût ouvert).

Les schémas de la Figure A5-2 présentent l'évolution de la forme du contact et du câble lors du sertissage en fût ouvert.

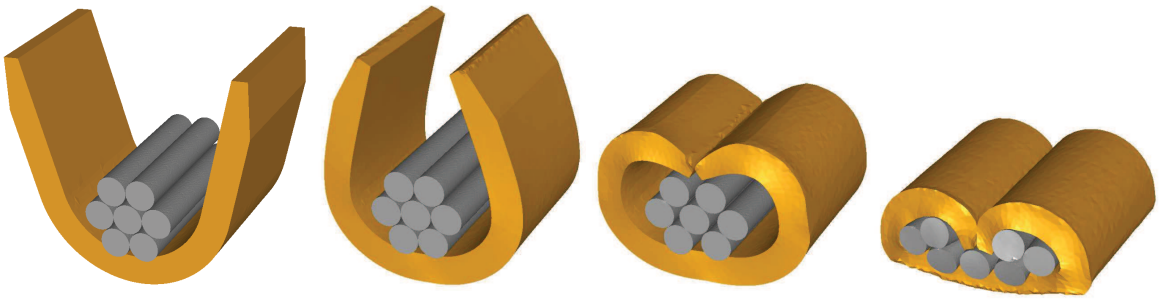


Figure A5-2: Configurations successives du câble et du contact au cours d'un sertissage à fût ouvert.

Suite à la simulation du procédé de sertissage, une simulation a été mise en données pour calculer l'amplitude du retour élastique de la matière. La réutilisation des maillages finaux de sertissage et

des champs physiques associés, ainsi que le recours à une presse en temps d'une durée de une seconde ont permis de quantifier l'amplitude du retour. Ce phénomène provoque une réouverture des ailes qui se traduit par une augmentation de la hauteur de sertissage. Les visuels de la Figure A5-3 prouvent que le retour élastique se traduit également par une diminution importante des contraintes résiduelles dans la matière.

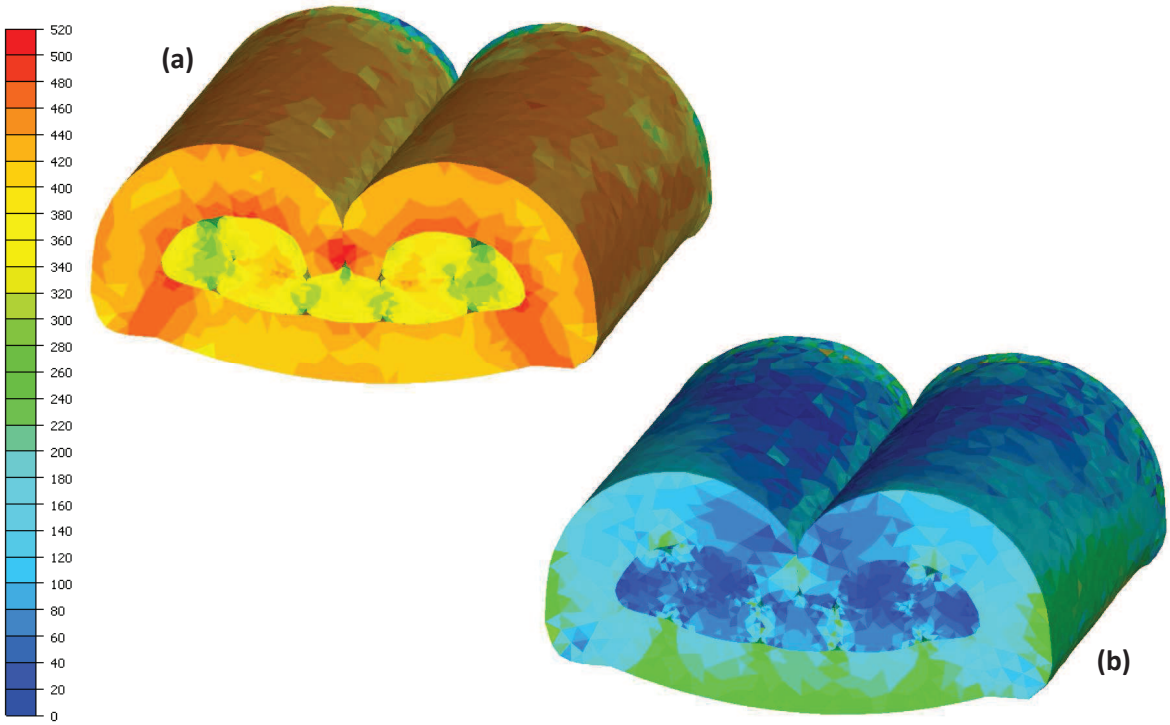


Figure A5-3: Répartition des contraintes de Von Mises avant (a) et après (b) retour élastique de la matière.

Pour comparer les résultats de simulations aux résultats d'Abbas, le même type de mesure avant et après retour élastique a été fait. Cette mesure consiste à obtenir la distance maximale entre les deux faces opposées du contact, comme le montre la Figure A5-4.

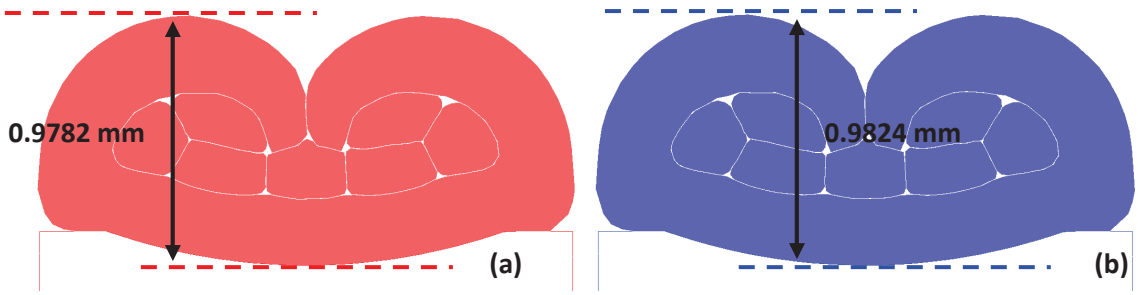


Figure A5-4: Mesure de l'amplitude du retour élastique simulée sous Forge®.

Forge® prédit une amplitude de retour élastique de 0.0042 mm. Dans son manuscrit, Abbas fournit deux valeurs d'amplitude en fonction du type de résolution. Un calcul dynamique explicite engendre un retour de 0.0044 mm, tandis qu'un calcul statique implicite fournit une amplitude de 0.0041 mm. La valeur calculée par Forge® se situe entre les deux valeurs déterminés par Abbas à l'aide du logiciel Abaqus. Il n'y a donc pas de raison que le calcul de l'amplitude du retour élastique pour un sertissage quatre points d'un contact à fût cylindrique soit erroné.

Bibliographie

[ABB02] M. Abbas, *"Modélisation et optimisation du sertissage de connecteurs électriques utilises dans l'industrie automobile"*, Thèse de l'Université de Technologie de Compiègne, 2002.

[ALI00] C. Aliaga, *"Simulation numérique par éléments finis en 3D du comportement thermomécanique au cours du traitement thermique d'aciers : application à la trempe de pièces forgées ou coulées"*, Thèse de l'Ecole des Mines de Paris, 2000.

[ASH98] M.F. Ashby, D.R.H. Jones, *"Matériaux, propriétés et applications"*, Tome 1, Editions DUNOD, p.27, 1998.

[BAB73] I. Babuska, *"The finite element method with penalty"*, Mathematics of computation 27, pp.221-228, 1973.

[BAO05] Y. Bao, T. Wierzbicki, *"On the cut-off value of negative triaxiality for fracture"*, Engineering Fracture Mechanics, vol.72, n°7, pp.1049-1069, 2005.

[BAR00] T. Barnes, I. Pashby, *"Joining techniques for aluminium space frames used in automobiles"*, Part I- Solid and liquid phase welding, Journal of Materials Processing Technology, Vol. 99, pp. 62-71, 2000.

[BAT96] K.J. Bathe, *"Finite element procedures"*, Prentice Hall, Upper Saddle River ,New Jersey, USA, 1996.

[BAT90a] J.L. Batoz, G. Dhatt, *"Modélisation des structures par elements finis – Volume 1: Solides élastiques"*, Editions Hermés, Paris, 1990.

[BAT90b] J.L. Batoz, G. Dhatt, *"Modélisation des structures par elements finis – Volume 2: Poutres et plaques"*, Editions Hermés, Paris, 1990.

[BEL00] T. Belytschko, W.K. Liu, B. Moran, *"Non-linear finite elements for continua and structures"*, Editions John Wiley & Sons, Chichester, England, 2000.

[BEN05] M. Ben-Tahar, *"Contribution à l'étude et la simulation du procédé d'hydroformage"*, Thèse de l'Ecole des Mines de Paris, 2005.

[BRI52] P.W. Bridgman, *"Studies in large plastic flow and fracture"*, McGraw-Hill, 1952.

[BON97] J. Bonet, R.D. Wood, *"Non-linear continuum mechanics for finite element analysis"*, Cambridge University Press, Cambridge, 1997.

[BOU08] P.O. Bouchard, *"Numerical modeling of self-piercing riveting - From riveting process modeling down to structural analysis"*, Journal of Material Processing Technology, Vol. 202, pp. 290-300, 2008.

[BOU05] R. Boussetta, *"Estimateurs d'erreur et remaillage adaptatif : application à la simulation 3D des procédés de mise en forme des matériaux"*, Thèse de l'Ecole des Mines de Paris, 2005.

[BOW64] F.P. Bowden, D. Tabor, *"The friction and lubrication of solids"*, Part 2, International series of monographs on physics, Oxford University Press, 43, 1964.

[BUI05] R. Buisson, *"Contrôle automatique du sertissage des boîtes de conserve"*, Dossier Techniques de l'Ingénieur, 2005.

[BUL35] D.K. Bullens, *"Steel and its heat treatment"*, 3rd Edition, John Wiley & Sons Edition, p. 41, 1935.

[BUN71] A.R. Bunsell, J.W.S. Hearle, R.D. Hunter, *"An apparatus for fatigue-testing of fibres"*, Journal of Physics E – Scientific Instruments, Vol. 4, pp. 868-872, 1971.

[BUT96a] J.D. Butler, *"Geometric considerations in crimp tooling design"*, Wiring Harness News, 1996.

[BUT96b] J.D. Butler, *"Introduction to terminating and terminal applications"*, Wiring Harness News, 1996.

[BUT97a] J.D. Butler, *"Evolution and anatomy of a terminating press"*, Wiring Harness News, 1997.

[BUT97b] J.D. Butler, *"Targeting quality crimps from a crimp compression perspective"*, Wiring Harness News, 1997.

[BUT98] J.D. Butler, *"Validating crimp quality with a microscope"*, Wiring Harness News, 1998.

[CAO13] T.S. Cao, *"Modeling ductile damage for complex loading paths"*, Thèse de l'Ecole des Mines de Paris, 2013.

[CHE89] J.L. Chenot, *"Three dimensional finite element modeling of forging process"*, Computational Plasticity, 793-816, 1989.

[CHE91] J.L. Chenot, *"Méthodes de calcul en plasticité"*, Les dossiers des Techniques de l'Ingénieur, M595, 1991.

[COU00] T. Coupez, H. Digonnet, R. Ducloux, *"Parallel meshing and remeshing"*, Applied Mathematical Model; 25(2): 153-175, 2000.

[CRI91] M.A. Crisfield, *"Non-linear finite element analysis of solids and structures – Volume 1: Essentials"*, Editions John Wiley @ Sons, Chichester, England, 1991.

[DIG01] H. Digonnet, "Repartitionnement dynamique, mailleur parallèle et leurs applications à la simulation numérique en mise en forme des matériaux", Thèse de l'Ecole des Mines de Paris, 2001.

[DIG03] H. Digonnet, T. Coupez, *"Object-oriented programming for fast and easy development of parallel applications",* Forming processes, MIT Conf. on computation fluid and solid mechanics, Pineridge press 1922-1924, 2003.

[DOR86] J.-M. Dorlot, J.-P. Baïlon, J. Masounave, *"Des Matériaux"*, Editions de l'Ecole polytechnique de Montréal, ISBN 2553001762, 9782553001765, 1986.

[DUC10] R. Ducloux, L. Fourment, S. Marie, D. Monnereau, *"Automatic optimization techniques applied to a large range of industrial test cases"*, Proc. International Conf. Esaform, Brescia, Italy, 2010.

[EMM02] M. Emmerich, A. Giotis, M. Ozdemir, T. Bäck, K. Giannakoglou, "*Metamodel - assisted evolution strategies",* Proc. Conf. on Parallel Problem Solving from Nature, 2002.

[ENG01] B. Engelmann, M. Schrank, W. Grimes, D. Farrugia, *"Simulation of multi-pass rolling processes"*, Simulation of Materials Processing: Theory, Methods and Applications, Proc. 7th International Conf. Numiform, Toyohashi, Japan, 2001.

[FAY07] S. Fayolle, P.O. Bouchard, K. Mocellin, *"Joining and Mechanical Strength of self-piercing riveted structure – numerical modelling and experimental validation"*, 13th International Conference on Experimental Mechanics - Experimental Analysis of Nano and Engineering Materials and Structures, Alexandroupolis, Greece, 1-6 juillet 2007.

[FAY08] S. Fayolle, *"Etude de la modélisation de la pose et de la tenue mécanique des assemblages par déformation plastique: application au rivetage auto poinçonneur"*, Thèse de l'Ecole des Mines de Paris, 2008.

[FOU99] L. Fourment, J.-L. Chenot, K. Mocellin, *"Numerical formulations and algorithms for solving contact problems in metal forming simulation"*, International Journal for Numerical Methods in Engineering 46, pp.1435 - 1462, 1999.

[FRA12] D. François, A. Pineau, A. Zaoui, *"Mechanical Behaviour of Materials: Volume 1: Micro- and Macroscopic Constitutive Behaviour"*, Solid Mechanics and Its Applications Vol.180, ISSN 0925-0042, Editions Springer, ISBN 9400725450, 9789400725454, p100-101, 2012.

[GAY95] C. Gay, *"Contribution à la simulation numérique tridimensionnelle du forgeage à froid"*, Thèse de l'Ecole des Mines de Paris, 1995.

[GER95] P. Germain, P. Muller, *"Introduction à la mécanique des milieux continus"*, Masson, Paris, 1995.

[GRE68] A.E. Green, W. Zerna, *"Theoretical elasticity"*, Dover, New York, 1968.

[HAY67] N.A. Hayner, *"Selecting the proper crimp tool setting for crimp contact - wire terminations"*, Engineering Seminar on Electric contact Phenomena, pp. 273-286, 1967.

[KUB80] J. Kubié,*"Le test de bipoinçonnement"*, Thèse de l'Ecole des Mines de Paris, 1980.

[KUG95] S. Kugener, *"Simulation of the Crimping Process by Implicit and Explicit Finite Element Methods"*, AMP Journal of Technology, Vol.4, pp. 8-15, June 1995.

[LEC07] C. Lechat, *"Comportement Mécanique de Fibres et d'Assemblages de Fibres en Polyester"*, Thèse de l'Ecole des Mines de Paris, 2007.

[LEM96] J. Lemaitre, J.L. Chaboche, *"Mécanique des matériaux solides"*, Editions Dunod, Paris, 1996.

[LEM09] J. Lemaitre, J.L. Chaboche, A. Benallal, R. Desmorat, *"Mécanique des matériaux solides"*, 3° Edition, Editions Dunod, Paris, p. 51, 2009.

[LOR03] P. Lorrière, T. Courtin, E. Pagnacco, J.L. Batoz, G. Dhatt, *"Modélisation par éléments finis du sertissage de contact électrique aéronautique"*, 6ème Colloque National en Calcul des Structures Giens, Mai 2003.

[MAR83] J.E. Marsden, T.J.R. Hugues, *"Mathematical foundations of elasticity"*, Dover, New York, 1983.

[MAR97] S. Marie, "Un modèle de parallélisation S.P.M.D. pour la simulation numérique de procédés de mise en forme des matériaux", Thèse de l'Ecole des Mines de Paris, 1997.

[MAR02] C. Margueritat, *"Elaboration et caractérisation de fils composites C/Al"*, Thèse de l'Ecole des Mines de Paris, 2002.

[MAG06] B. Magnain, *"Développement d'algorithmes et d'un code de calcul pour l'étude des problèmes de l'impact et du choc"*, Thèse de doctorat de l'université d'Evry-Val d'Essonne, 2006.

[MIS28] R. Von Mises, *"Mechanik der plastischen Formänderung von Kristallen"*, Zeitschrift für Angewandte Mathematik und Mechanik, Vol. 8, Issue 3, pp.161-185, 1928.

[MOC01] K. Mocellin, E. Pichelin, J.L. Chenot, *"An application of a master-slave algorithm for solving 3D contact problems between deformable bodies in forming processes"*, European Journal of Computational Mechanics, vol 10 n°8, 857-880, 2001.

[MOC99] K. Mocellin, *"Contribution à la simulation numérique tridimensionnelle du forgeage à chaud: étude du contact et calcul multigrille"*, Thèse de l'Ecole des Mines de Paris, 1999.

[MOC10] K. Mocellin, M. Petitprez, P.O. Bouchard, C. Desjean, *"Computational modeling of electrical contact crimping and mechanical strength analysis"*, 25th ICEC and 56th IEEE Holm Conf., Charleston, 39-41, 2010.

[MOR96] T. Morita, K. Ohnuchi, M. Kaji, Y. Saitoh, J. Shioya, K. Sawada, M. Takahashi, T. Kato, K. Murakami, *"Numerical Model of Crimping by Finite Element Method"*, Proc. IEEE Holm Conference on Electrical Contacts, pp. 151-155, 1996.

[MRO95] R.S. Mroczkowski, R.J. Geckle, *"Concerning "cold welding" in crimped connections"*, Proc. 41st IEEE Holm Conference on Electrical Contacts, pp. 154-164, 1995.

[NOR1] prEN 3155-003, AECMA STANDARD, Aerospace series, Electrical contacts used in elements of connection, Part 003: Contacts, electrical, female, type A, crimp, class S, Product standard, 2004.

[NOR2] prEN 3155-008, AECMA STANDARD, Aerospace series, Electrical contacts used in elements of connection, Part 008: Contacts, electrical, male, type A, crimp, class S, Product standard, 2004.

[NOR3] prEN 4434, AECMA STANDARD, Aerospace series, Copper or copper alloy lightweight conductors for electrical cables, Product standard, (Normal and tight tolerances), 2003.

[OGI06] S. Ogihara, K. Takata, Y. Hattori, K. Yoshida, *"Mechanical Analysis of the Crimping Connection"*, Proc. IEEE Holm Conference on Electrical Contacts, pp. 89-94, 2006.

[OGD84] R.W. Ogden, *"Non-linear elastic deformations"*, Dover, New York, 1984.

[OWE96] A. Owe, *"Iterative Solution Methods"*, Cambridge University Press, ISBN 0521555698, 9780521555692, 1996.

[PAY10] G. Payen, "*Frottement des tôles d'acier doux galvanisées pour emboutissage : rôle des déformations plastiques superficielles et des films de surface*", Thèse de l'Ecole des Mines de Paris, 2010.

[PEE94] L.H.Peebles, " *Carbon fibers: structure and mechanical properties"*, International Materials Reviews, vol.39, n°2, pp.75, 1994.

[PER00] E. Perchat, *"Mini-élément et factorisations incomplètes pour la parallélisation d'un solveur de Stokes 2D. Application au forgeage"*, Thèse de l'Ecole des Mines de Paris, 2000.

[PET13-1] M. Petitprez, K. Mocellin, *"Non standard samples behaviour law parameters determination by inverse analysis"*, Komplastech, Computer Methods in Materials Science, ISSN 1641-8581, Vol.13, No.1, p.56-62, 2013.

[PET13-2] M. Petitprez, K. Mocellin, *"Numerical study of a crimped assembly mechanical strength"*, Esaform 2013, Key Engineering Materials, 554-557, p.1037-1044, 2013

[POR06] R. Porcaro, A.G. Hanssen, M. Langseth, A. Aalberg, *"The behaviour of a self-piercing riveted connection under quasi-static loading conditions"*, International Journal of Solids and Structures, Vol. 43, pp. 5110-5131, 2006.

[RAC98] M. Rachik, J.M. Roelandt, *"Schémas explicites d'ordre élevé pour les problèmes non linéaires de mécanique des structures"*, Revue européenne des éléemtnes finis, Vol. 7, n°4, p. 401-420, 1998.

[ROU11] E. Roux, *"Assemblage Mécanique: Stratégies d'optimisation des procédés et d'identification des comportements mécaniques des matériaux"*, Thèse de l'Ecole des Mines de Paris, 2011.

[SPE92] D. Spenlé, R. Gourhant, *"Guide du calcul en mécanique: à l'usage des élèves de l'enseignement technique industriel, lycées techniques et lycées professionnels"*, Editions Hachette technique, ISBN 2010188020, 9782010188022, p. 136, 1992.

[TAN04] E.P.S. Tan, S.Y. Ng, C.T. Lim, *"A novel approach to tensile testing of micro-and nanoscale fibers"*, Review of Scientific Instruments, 75, 8, pp. 2581-2585, 2004.

[TAN05] E.P.S. Tan, C.N. Goh, C.H. Sow, C.T. Lim, *"Tensile Testing of a nanofiber using an AFM Cantilever Tip"*, Applied Physics Letters, Vol.86, Issue 7, 2005.

[TAN06] E.P.S. Tan, C.T. Lim, *"Mechanical Characterization of a Single Nanofiber"*, T. J. Chuang et al. (eds.), Nanomechanics of Materials and Structures, pp.121-137, 2006.

[TEM06] N. Temimi-Maaref, *"Comportement thermo-mécanique et rupture de polypropylènes. Etude expérimentale et modélisation."*, Thèse de l'Ecole des Mines de Paris, 2006.

[VAN11] E. Vanegas Marquez, *"Numerical modeling of ODS steel tubes pilgering"*, Thèse de l'Ecole des Mines de Paris, 2011.

[VAR03] J.P. Varis, J. Lepistö, *"A simple testing-based procedure and simulation of the clinching process using finite element analysis for establishing clinching parameters"*, Thin-Walled Structures, Elsevier, Vol. 41, pp. 691-709, 2003.

[VIL96] G. Villeneuve, D. Kulkarni, P. Bastnagel, D. Berry, *"Dynamic Finite Element Analysis Simulation of the Terminal Crimping Process"*, Proc. IEEE Holm Conference on Electrical Contacts, pp.156-171, 1996.

[ZAM98] G. Zambelli, L. Vincent, *"Matériaux et Contact: une approche tribologique"*, Presse Polytechnique et Universitaires Romandes, 19-20, 1998.

[ZIE00] O.C. Zienkiewicz, R.L. Taylor, *"The finite element method – Volume 2: Solid mechanics"*, Butterworth Heinemann, Oxford, 2000.

[ZHM08] D.V. Zhmurkin, N.E. Corman, C.D. Copper, R.D. Hilty, *"3-Dimensional Numerical Simulation of Open-Barrel Crimping Process"*, Proc. IEEE Holm Conference on Electrical Contacts, pp. 178-184, 2008.

Simulation numérique du procédé de sertissage de contacts électriques aéronautiques: Optimisation des conditions d'assemblage pour la tenue mécanique.

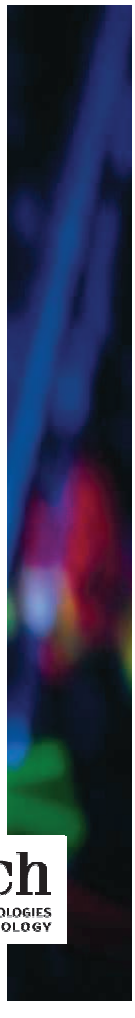
RESUME : Ce travail de thèse porte sur la modélisation du procédé de sertissage de contacts électriques sur des câbles à destination d'applications aéronautiques et de la tenue à l'arrachement des contacts sertis. Le sertissage est un assemblage par déformation plastique du contact électrique (composant) sur un câble multibrin. Deux types de technologies de sertissage sont traités. La technologie cuivre, couramment utilisée chez les industriels, met en jeux un contact de cuivre et un câble de cuivre composé de 19 brins. La technologie aluminium, mise au point ces dernières années pour limiter le poids des aéronefs, est caractérisée par l'assemblage d'un câble de 7 brins avec un contact en cuivre au travers d'une liaison électrique et d'une liaison d'étanchéité. Dans un premier temps, la caractérisation des paramètres de loi de comportement élastoplastique des matériaux est faite. La détermination des moyens d'essais appropriés, directement impactée par la faible dimension (ordre millimétrique) de nos échantillons, est suivie d'une analyse détaillée des résultats. Le recours à l'analyse inverse d'essais non normalisés est privilégié. Les résultats des différentes analyses sont validés indépendamment du sertissage. Dans un second temps, les étapes de mise au point des simulations de sertissage sont abordées de façon précise. Pour ce type de modèles fortement multi domaines, l'étude de l'influence des interactions est conduite. La détermination des paramètres de profondeur de sertissage est développée pour chaque technologie. Les premiers résultats de simulation sont discutés pour réduire les temps de calculs. Finalement, le modèle numérique développé est utilisé pour simuler le sertissage de contacts et l'arrachement de contacts sertis dans différentes configurations. L'étude de paramètres géométriques (diamètre des brins, diamètres des contacts, pas de torsadage des câbles), rhéologiques (cuivre standard, ayant subi un recuit insuffisant ou trop important) ou mécaniques (sous-sertissage, sur-sertissage) est faite pour vérifier l'influence sur les efforts de sertissage et les mécanismes de rupture à l'arrachement. Cette étude complète a pour objectif de valider des domaines de validité du sertissage. Celles-ci permettront aux industriels de vérifier la validité d'un sertissage en temps réel, en les comparants aux courbes d'efforts expérimentales par l'intermédiaire d'une pince électronique.

Mots clés : Sertissage de contacts aéronautiques, assemblage par déformation plastique, tenue mécanique, analyse inverse, éléments finis.

Simulation numérique du procédé de sertissage de contacts électriques aéronautiques: Optimisation des conditions d'assemblage pour la tenue mécanique.

ABSTRACT : This thesis focuses on the modeling of the aeronautical electrical contact crimping process for aircraft applications and the crimped contact mechanical holding. Electrical crimping is a plastic deformation process of a contact (component) on a multi-strand wire. Two types of crimping technologies are studied. The copper technology, widely used in the industry, is characterized by the assembly of a copper contact and a 19 strands copper cable. The aluminum technology, which has been recently developed to reduce the aircraft weight, is characterized by the assembly of a copper contact with a 7 strands cable through two electrical and sealing crimpings. At first, the elastoplastic parameters characterizations of the materials constitutive laws are made. The appropriate testing facilities determination, directly impacted by the small size (millimeter order) of our samples, is followed by a detailed results analysis. The non-standard tests inverse analysis use is preferred. The whole analyzes results are validated, regardless of the process itself. In a second step, the crimping simulation development steps are accurately performed. For this highly multi-model fields type, the study of the interactions influence is conducted. Determining the crimping indentation depth parameters is developed for each technology. The first simulation results are discussed to reduce computation time. Finally, the developed numerical model is used to simulate the contacts crimping and the mechanical holding over various configurations. The geometrical (strands diameter, contact diameter, twisting thread cables), rheological (standard copper having been insufficiently or excessively annealed) or mechanical (under-crimping, over-crimping) parameters study are made to check their influences on the crimping forces and the failure mechanisms while pulling. This study aims to validate the crimping efficiency. The manufacturers could be able to check in real time the crimping validity by comparing the experimental crimping force curves to validity curves integrated in an electronic crimping tool.

Keywords : Aeronautical contact crimping, plastic deformation assembly, mechanical strength, inverse analysis, finite elements method.



MINES ParisTech

ParisTech
INSTITUT DES SCIENCES ET TECHNOLOGIES
PARIS INSTITUTE OF TECHNOLOGY