

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 finis 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 $\Omega \subset \mathcal{R}^3$ dont les limites sont $\partial\Omega \subset \mathcal{R}^2$. 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 .

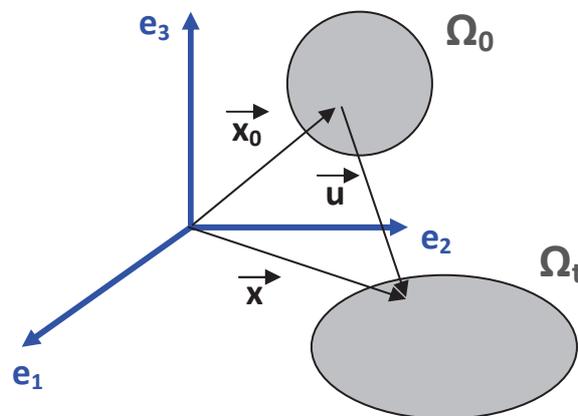


Figure 4-1 : Définition lagrangienne du mouvement.

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 :

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

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 :

$$\bar{\mathbf{x}}(\bar{\mathbf{x}}_0, t) = \bar{\mathbf{x}}_0 + \bar{\mathbf{u}}(\bar{\mathbf{x}}_0, t) \quad (4-2)$$

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) :

$$\bar{\mathbf{x}}_{t+\Delta t} = \phi^t(\bar{\mathbf{x}}_t, t + \Delta t) \quad (4-3)$$

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 $\underline{\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}}$ et des déformations $\underline{\boldsymbol{\varepsilon}}$ peuvent s'écrire :

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

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 :

$$\text{div}(\underline{\boldsymbol{\sigma}}) + \rho(\bar{\boldsymbol{\omega}} - \bar{\boldsymbol{\gamma}}) = 0 \quad (4-5)$$

Dans cette équation, ρ est la masse volumique de la matière, $\underline{\boldsymbol{\sigma}}$ est le tenseur des contraintes de Cauchy, $\bar{\boldsymbol{\omega}}$ est le vecteur de la force de gravité et $\bar{\boldsymbol{\gamma}}$ 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 :

$$\text{div}(\underline{\boldsymbol{\sigma}}) = 0 \quad (4-6)$$

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 $\underline{\boldsymbol{\sigma}}$ au tenseur des déformations $\underline{\boldsymbol{\varepsilon}}$. 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.

$$\text{div}(\bar{\mathbf{v}}) + \frac{\dot{P}}{\chi} = 0 \quad (4-7)$$

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 :

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

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

$$\underline{\dot{\epsilon}} = \underline{\dot{\epsilon}}^e + \underline{\dot{\epsilon}}^p \quad (4-9)$$

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

$$\begin{cases} \text{div}(\underline{\sigma}) = 0 \\ \text{tr}(\underline{\dot{\epsilon}}) + \frac{\dot{P}}{\chi} = 0 \end{cases} \quad (4-10)$$

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

$$\begin{cases} \text{div}(\underline{s}(\vec{v})) - \nabla P = 0 \\ \text{tr}(\underline{\dot{\epsilon}}(\vec{v})) + \frac{\dot{P}}{\chi} = 0 \end{cases} \quad (4-11)$$

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 :

$$\partial\Omega = \partial\Omega_l \cup \partial\Omega_T \cup \partial\Omega_v \cup \partial\Omega_c \quad (4-12)$$

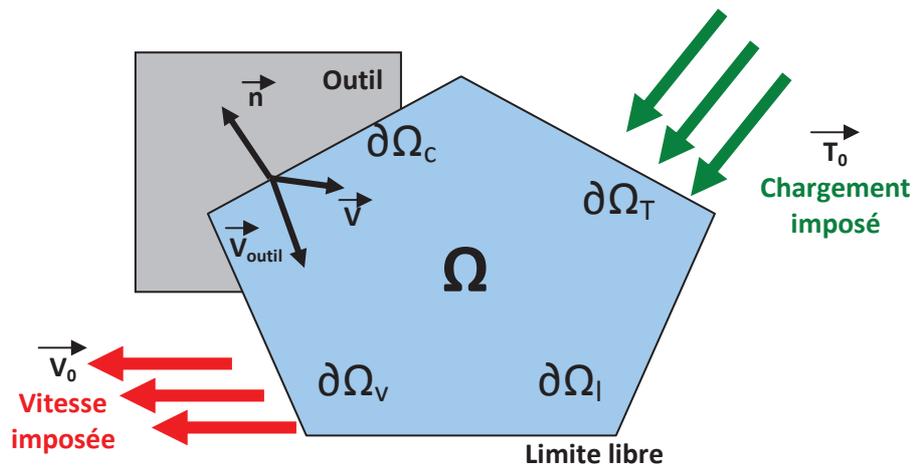


Figure 4-2 : Prise en compte des conditions limites dans Forge3®.

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

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

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

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

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

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

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 ($\partial\Omega_T$) :

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

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 :

$$\sigma_n = (\underline{\sigma} \cdot \vec{n}) \cdot \vec{n} \quad (4-16)$$

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 :

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

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 :

$$\vec{\tau} = \underline{\sigma} \cdot \vec{n} - \sigma_n \cdot \vec{n} \quad (4-18)$$

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 :

$$\vec{\tau} = -\mu \cdot \sigma_n \frac{\Delta V_g}{\|\Delta V_g\|} \quad \text{si } |\mu \cdot \sigma_n| < \frac{\sigma_0}{\sqrt{3}} \quad \text{et} \quad \vec{\tau} = -m \cdot \frac{\sigma_0}{\sqrt{3}} \frac{\Delta V_g}{\|\Delta V_g\|} \quad \text{si } |\mu \cdot \sigma_n| \geq m \frac{\sigma_0}{\sqrt{3}} \quad (4-19)$$

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 $\underline{\epsilon}$, le tenseur des vitesses de déformation $\underline{\dot{\epsilon}}$ et la température T° :

$$\underline{\sigma} = \underline{\sigma}(\underline{\varepsilon}, \dot{\underline{\varepsilon}}, T^o) \quad (4-20)$$

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

$$\underline{\sigma} = \underline{s} - P\underline{I} \quad (4-21)$$

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

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

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

- La contrainte équivalente de von Mises [MIS28] :

$$\bar{\sigma} = \sqrt{\frac{3}{2} s : s} \quad (4-23)$$

- Le taux de déformation équivalente :

$$\dot{\bar{\varepsilon}} = \sqrt{\frac{2}{3} \dot{\varepsilon} : \dot{\varepsilon}} \quad (4-24)$$

- La déformation équivalente :

$$\bar{\varepsilon} = \int_0^{\text{temps}} \dot{\bar{\varepsilon}} dt \quad (4-25)$$

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 :

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

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

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

E est le module d'Young et ν est le coefficient de Poisson. $\underline{\dot{\epsilon}}^e$ 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 :

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

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 Prandtl-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 :

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

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 :

$$\begin{aligned} f(\underline{\sigma}, \sigma_0) \leq 0 & \text{ caractérise le comportement élastique,} \\ f(\underline{\sigma}, \sigma_0) = 0 & \text{ caractérise le comportement plastique,} \end{aligned} \quad (4-30)$$

La plasticité apparaît quand :

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

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

$$\bar{\sigma} = \sigma_0 \quad (4-32)$$

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

$$f = \bar{\sigma} - \sigma_0 \quad (4-33)$$

Le modèle de Prandtl-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) :

$$\underline{\dot{\epsilon}}^p = \dot{\lambda} \frac{\partial f}{\partial \underline{\sigma}} \quad (4-34)$$

La déformation plastique étant incompressible, on écrit :

$$\text{trace}(\underline{\dot{\epsilon}}^p) = 0 \quad (4-35)$$

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

$$\underline{\dot{\epsilon}}^p = \dot{\lambda} \frac{3}{2} \frac{s}{\sigma_0} \quad (4-36)$$

et le tenseur du déviatorique des contraintes est donné par :

$$s = \frac{2}{3} \sigma_0 \frac{\underline{\dot{\epsilon}}^p}{\dot{\lambda}} \quad (4-37)$$

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

$$\begin{cases} \underline{\dot{\epsilon}} = \underline{\dot{\epsilon}}^e + \underline{\dot{\epsilon}}^p \\ \underline{\dot{\epsilon}}^e = C^{-1} \underline{\dot{\sigma}} \\ \underline{\dot{\epsilon}}^p = \dot{\lambda} \frac{\partial f}{\partial \underline{\sigma}} \\ f = \bar{\sigma} - \sigma_0 \end{cases} \quad (4-38)$$

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 :

$$\left\{ \begin{array}{ll} \text{div}(\underline{\sigma}) = \text{div}(s(\bar{v})) - \nabla P = 0 & \text{sur } \Omega \\ \text{div}(\bar{v}) + \frac{\dot{P}}{\chi} = 0 & \text{sur } \Omega \\ (\bar{v} - \bar{v}_{outil}) \cdot \vec{n} \leq 0 & \text{sur } \partial \Omega_c \\ \vec{\tau} = -\mu \sigma_n \frac{\Delta V_g}{\|\Delta V_g\|} & \text{sur } \partial \Omega_c \end{array} \right. \quad (4-39)$$

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 \bar{v}^* et P^* et en intégrant. En utilisant le théorème de Green, le problème revient à trouver $(\bar{v}^*, P^*) \in V \times P$ telles que :

$$\left\{ \begin{array}{l} \int_{\Omega} [\underline{s}(\bar{v}) : \underline{\dot{\epsilon}}(\bar{v}^*)] d\Omega - \int_{\Omega} P \text{trace}(\underline{\dot{\epsilon}}(\bar{v}^*)) d\Omega - \int_{\partial \Omega} \vec{T} \cdot \bar{v}^* \cdot ds = 0 \quad \forall \bar{v}^* \in V \\ \int_{\Omega} P^* \cdot [\text{trace}(\underline{\dot{\epsilon}}(\bar{v}^*)) + \frac{\dot{P}}{\chi}] d\Omega = 0 \quad \forall P^* \in P \end{array} \right. \quad (4-40)$$

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 $(\bar{v}, P) \in V \times P$ 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 $(\bar{v}_h, P_h) \in V_h \times P_h$

$$\left\{ \begin{array}{l} \int_{\Omega_h} [\underline{s}(\bar{v}_h) : \underline{\dot{\epsilon}}(\bar{v}_h^*)] d\Omega_h - \int_{\Omega_h} P_h \text{trace}(\underline{\dot{\epsilon}}(\bar{v}_h^*)) d\Omega_h - \int_{\partial \Omega_h} \vec{T} \cdot \bar{v}_h^* \cdot ds_h = 0 \quad \forall \bar{v}_h^* \in V_h \\ \int_{\Omega_h} P_h^* \cdot [\text{trace}(\underline{\dot{\epsilon}}(\bar{v}_h^*)) + \frac{\dot{P}_h}{\chi}] d\Omega_h = 0 \quad \forall P_h^* \in P_h \end{array} \right. \quad (4-41)$$

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].

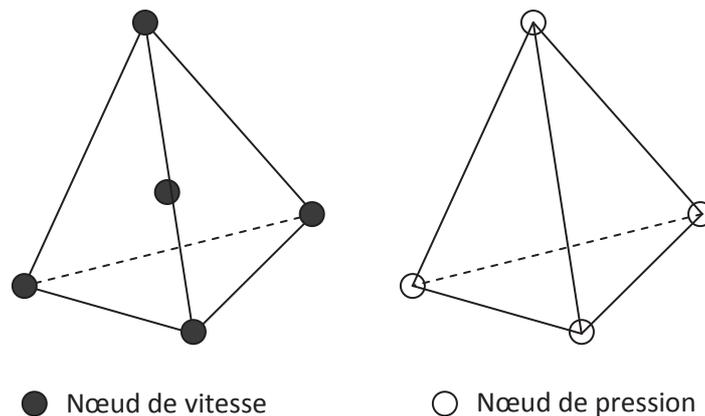


Figure 4-3 : P1+/P1 mini élément.

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 spécialisée 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 $\frac{1}{4}$ de contact et les brins associés avant et après sertissage.

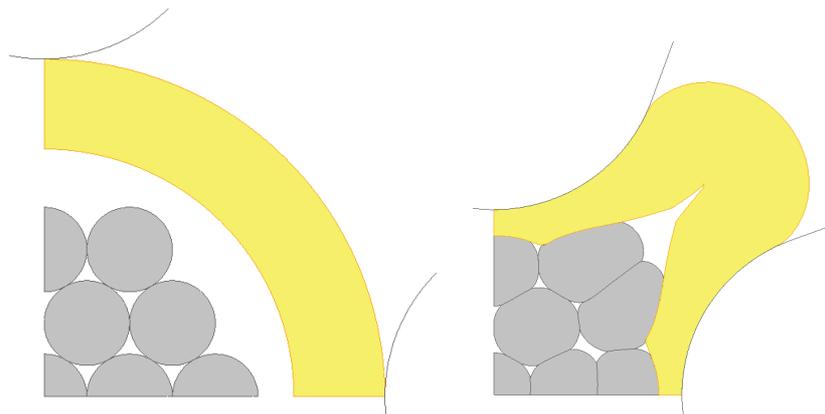


Figure 4-4 : Quart de modèle de sertissage en 2 dimensions.

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	1.5×10^{-3} s
Bilatéral Glissant	1h 07min 58s	6×10^{-4} s
Frottement Fort ($\mu=0.2$)	8h 26min 25s	5×10^{-3} s
Frottement Moyen ($\mu=0.05$)	3h 49min 46s	2.5×10^{-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 ($\mu=0,2$) 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.

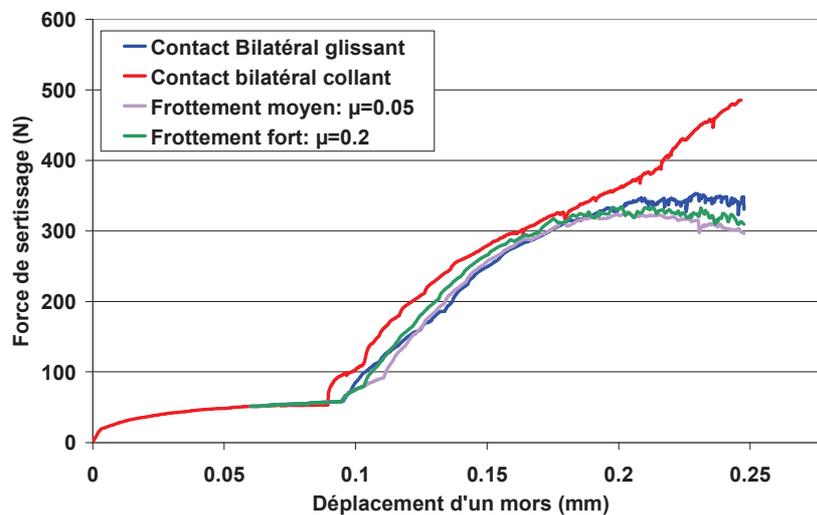


Figure 4-5 : Efforts de sertissage sur un mors en fonction du type de frottement entre les brins.

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.

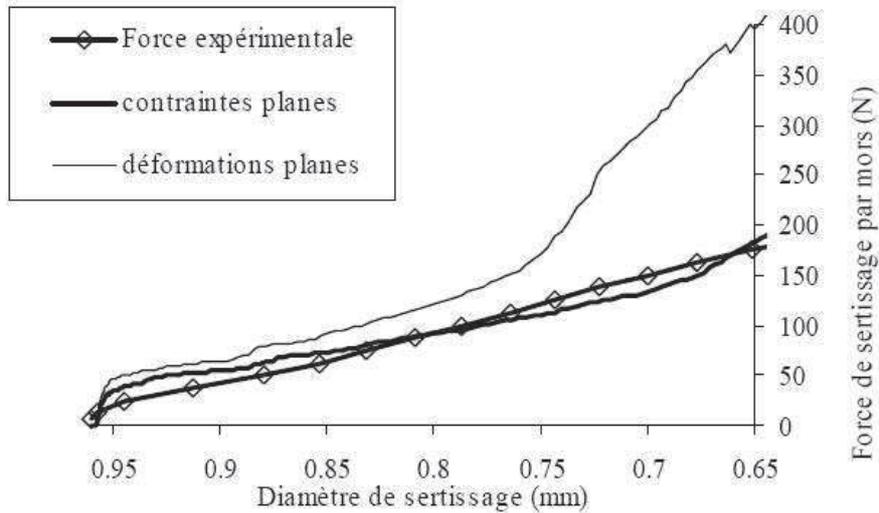


Figure 4-6 : Effort exercé par un mors de sertissage avec les modèles contraintes et déformations planes explicites et effort mesuré expérimentalement [LOR03].

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 $\frac{1}{4}$, $\frac{1}{2}$ et 1 qui utilisent respectivement deux plans de symétrie, un plan de symétrie et aucun plan de symétrie.

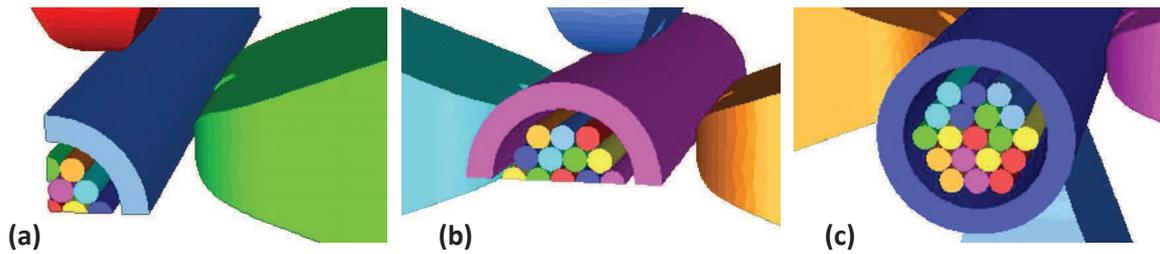


Figure 4-7 : Différents modèles permettant de juger de l'influence des symétries : $\frac{1}{4}$ (a), $\frac{1}{2}$ (b) et 1 (c).

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 $\frac{1}{4}$ pour limiter les temps de calculs.

4.3.2.2. Influence du frottement entre les brins :

Le modèle $\frac{1}{4}$ 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).

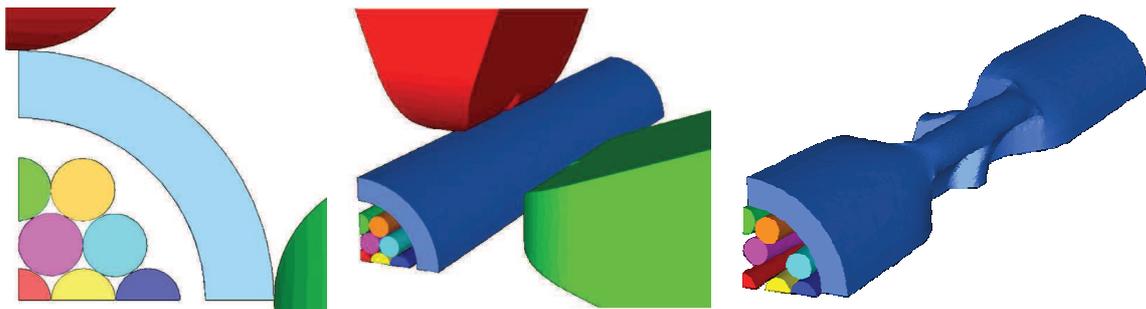


Figure 4-8 Agencement des brins et du contact du modèle $\frac{1}{4}$.

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

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

Tableau 4-2 Temps de calcul du modèle $\frac{1}{4}$ 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.

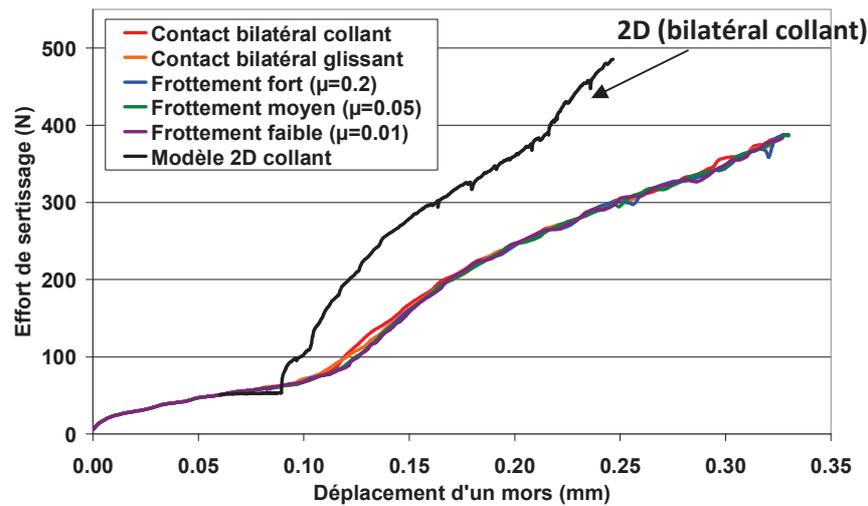


Figure 4-9 Courbes d'efforts de sertissage obtenues sur le mors haut pour différentes conditions de calcul (2D/3D) et de frottement.

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.

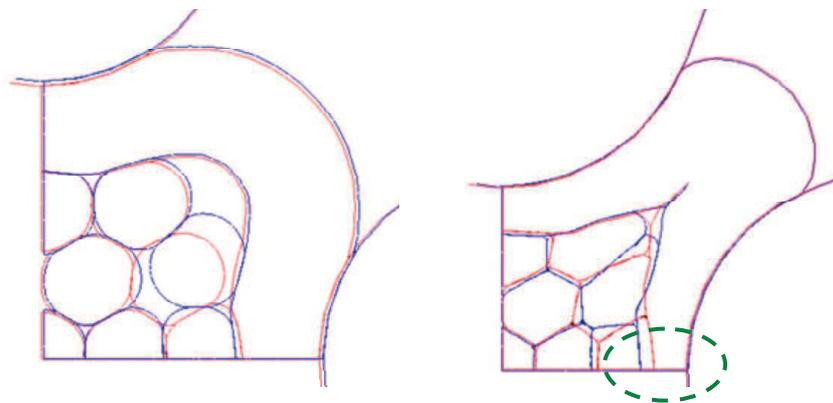


Figure 4-10 Superposition des profils obtenus en bilatéral collant (en rouge) et en frottement fort (en bleu) [MOC10].

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.

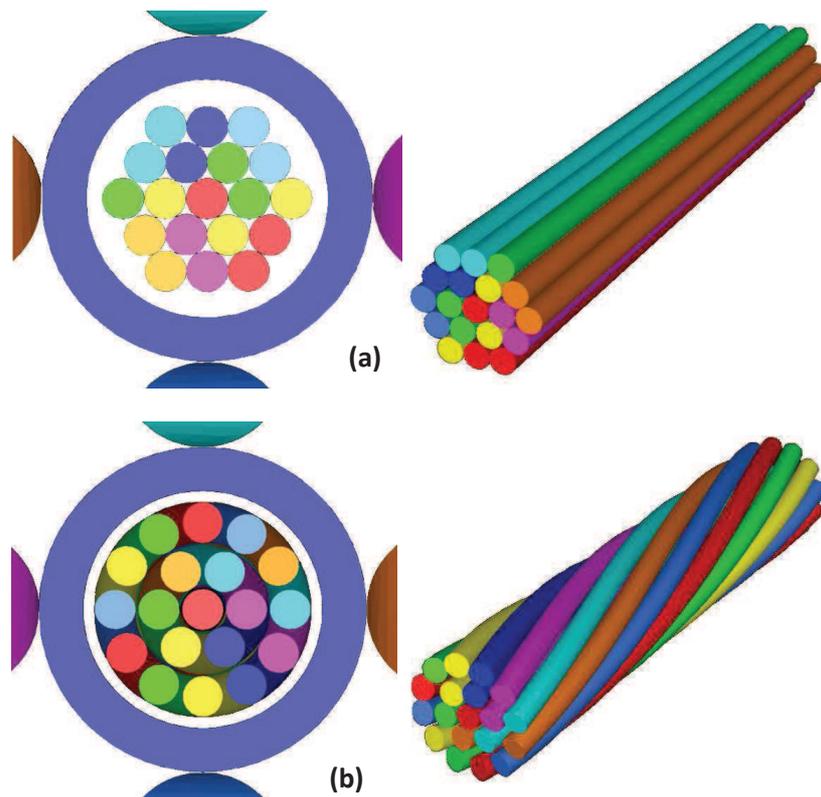


Figure 4-11 : Agencement des brins dans les modèles complet non torsadé (a) et complet torsadé (b).

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 torsadage 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 ($\mu = 0.2$). 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.

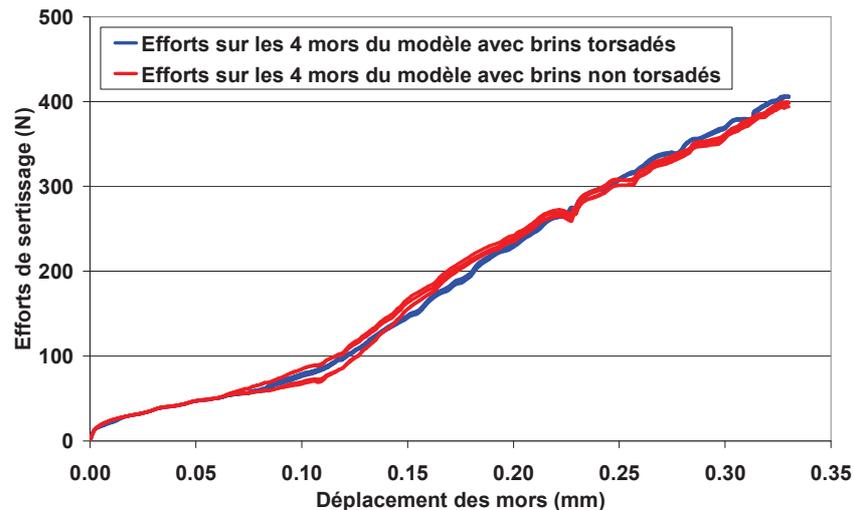


Figure 4-12 : Comparaison des relevés d'efforts issus des modèles avec ou sans torsadage des brins.

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.

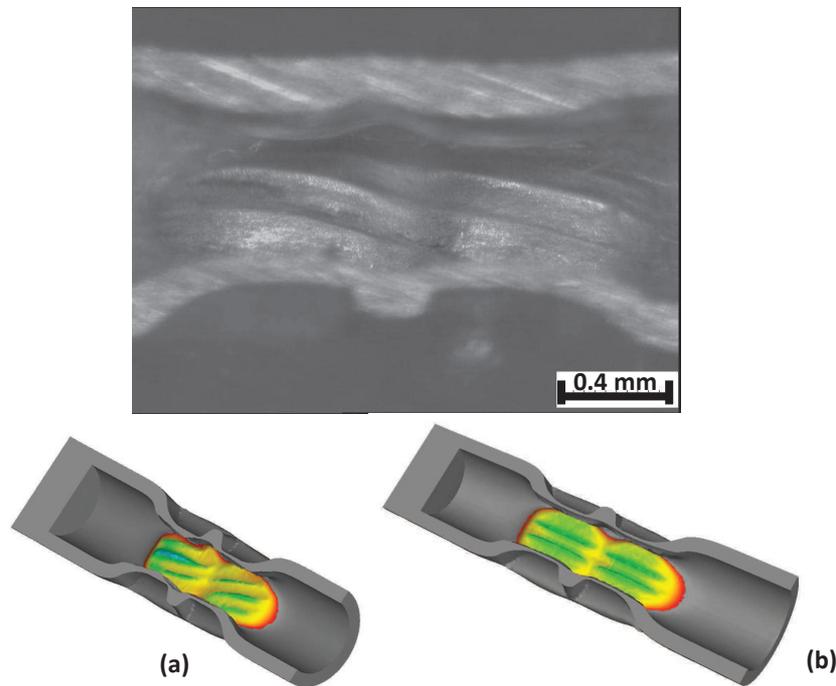


Figure 4-13 : Photographie et simulation des empreintes créées par les brins sur la face interne du contact.

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'encastrier 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.

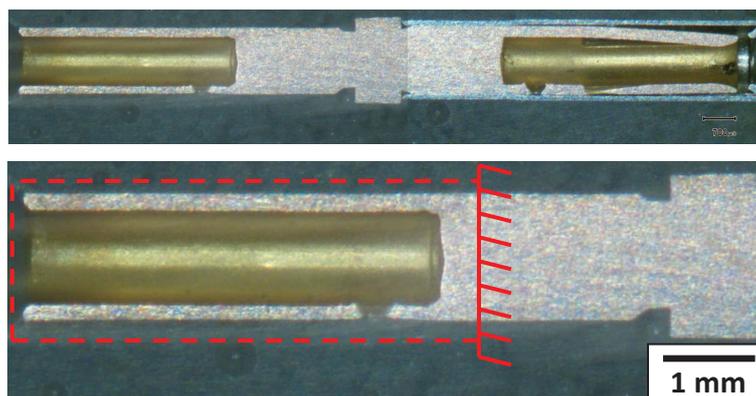


Figure 4-14 : Contact femelle F enrobé et poli pour observation des dimensions.

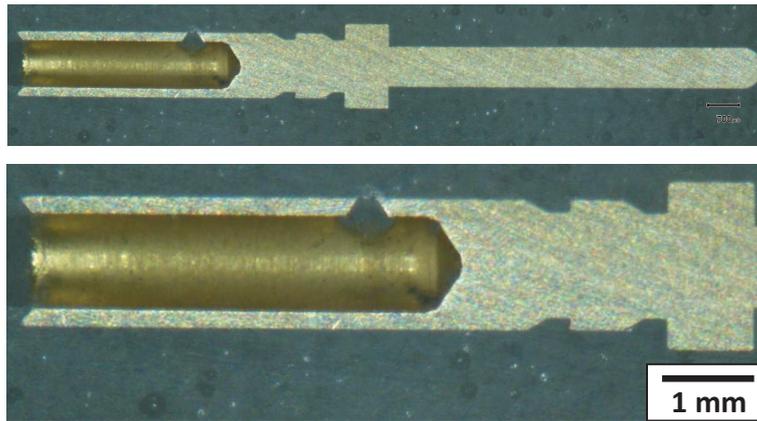


Figure 4-15 : Contact mâle M enrobé et poli pour observation des dimensions.

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.

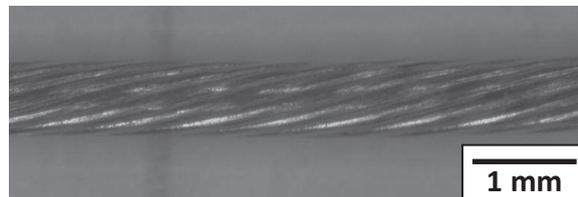


Figure 4-16 : Observation d'un câble Cu22 dénudé pour détermination du pas.

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.

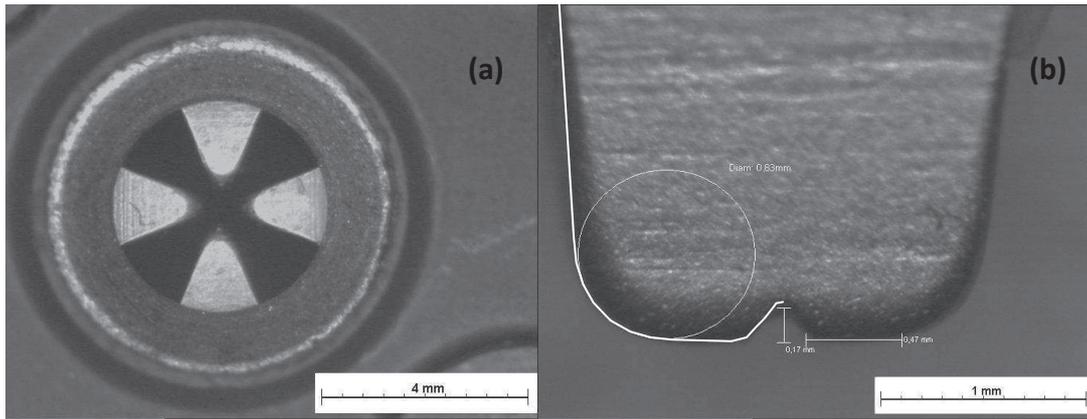


Figure 4-17 : Observation de l'agencement (a) et du profil (b) des mors de sertissage d'une pince DMC.

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 dérèglement 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
Δ Go/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 222 (comme les contacts F et M) sur un câble Cu22 s'effectue avec un réglage 3. Le sertissage d'un même contact 222 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 complètement 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.

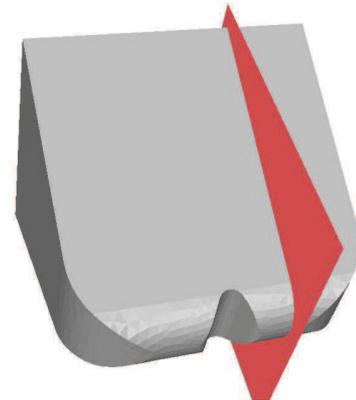


Figure 4-18 : Plan de coupe où se situent les mesures.

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.

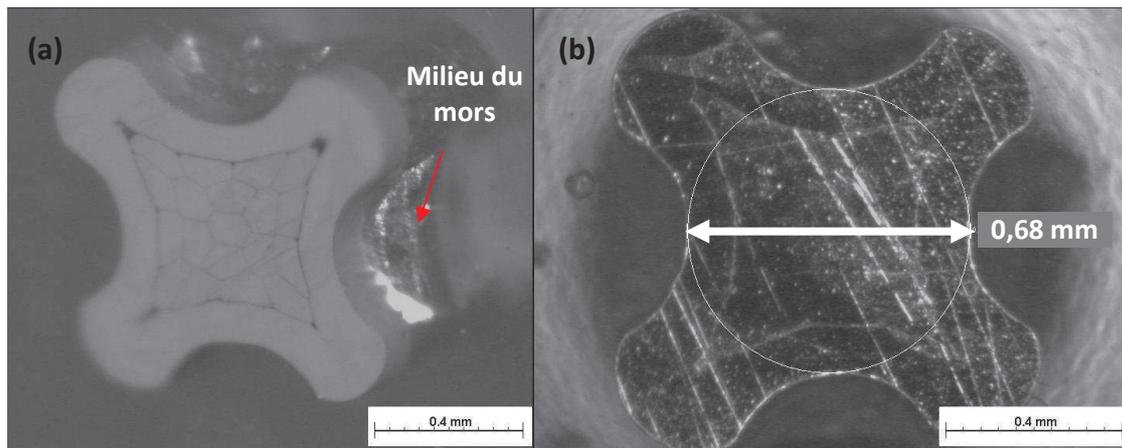


Figure 4-19 : Polissage et mesure effectués sur un contact M serti sur câble Cu22.

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.

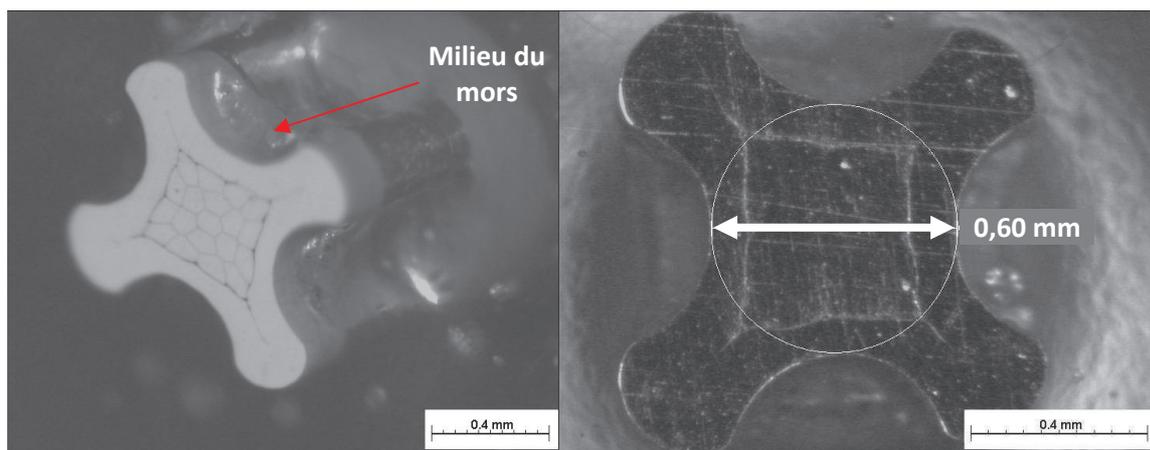


Figure 4-20 : Polissage et mesure effectués sur un contact M serti sur câble Cu24.

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 engendreraient 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.

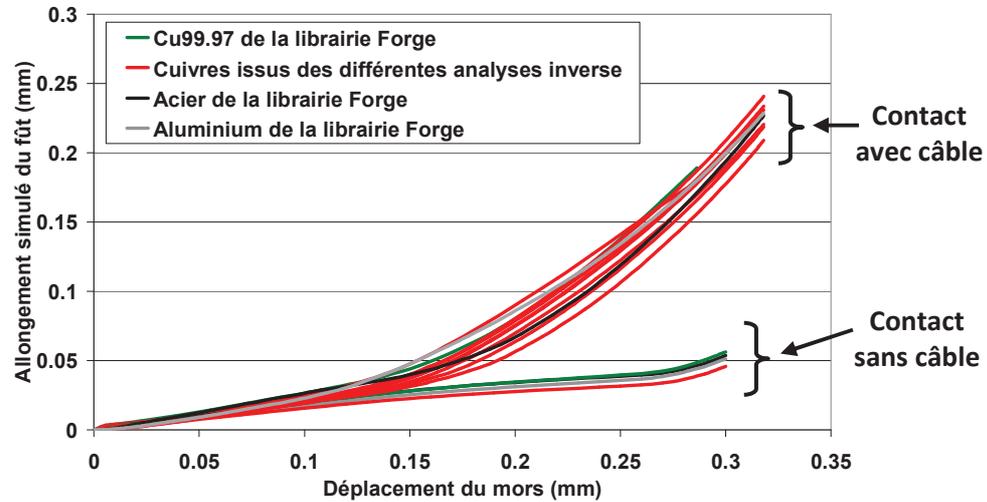


Figure 4-21 : Relation entre la profondeur d'indentation et l'allongement du fût du contact.

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 à 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.

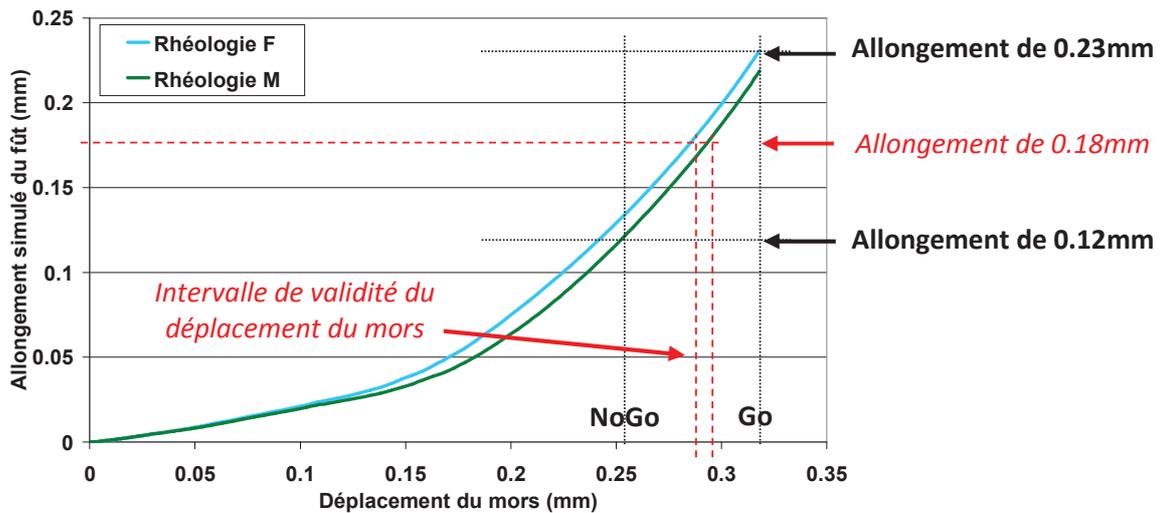


Figure 4-22 : Mise en situation d'une mesure d'allongement.

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 :

$$d_c - 2.P_i = 1.195 - 2 \times 0.291 = 0.613 \text{ mm} \quad (4-46)$$

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.

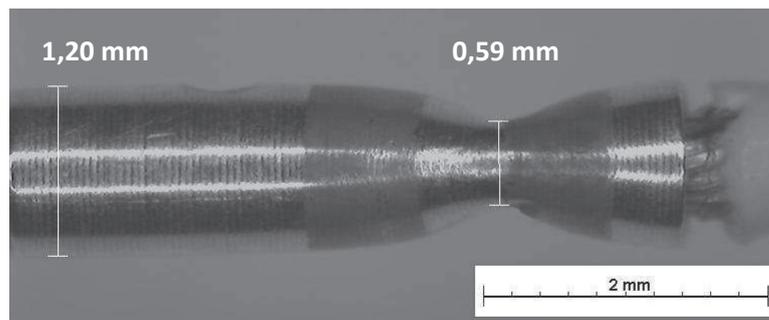


Figure 4-23 : Mesures réalisées sur un contact M sertis sur un câble Cu22.

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 sertis 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).

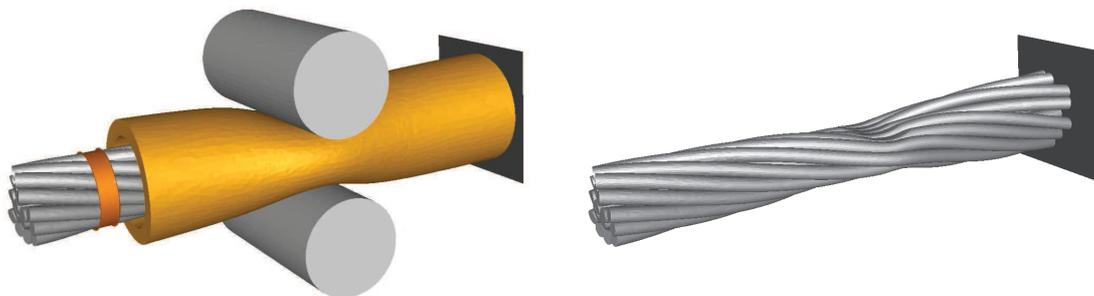


Figure 4-24 : Visuels de la simulation de "Sertissage Cemef" sur câble Cu22.

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 avions, 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 certain 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 loupe 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 fêrule 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 fêrule 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 fêrule, tandis que le sertissage d'étanchéité est réalisé sur la partie conique du fût (cf. Figure 1-7).

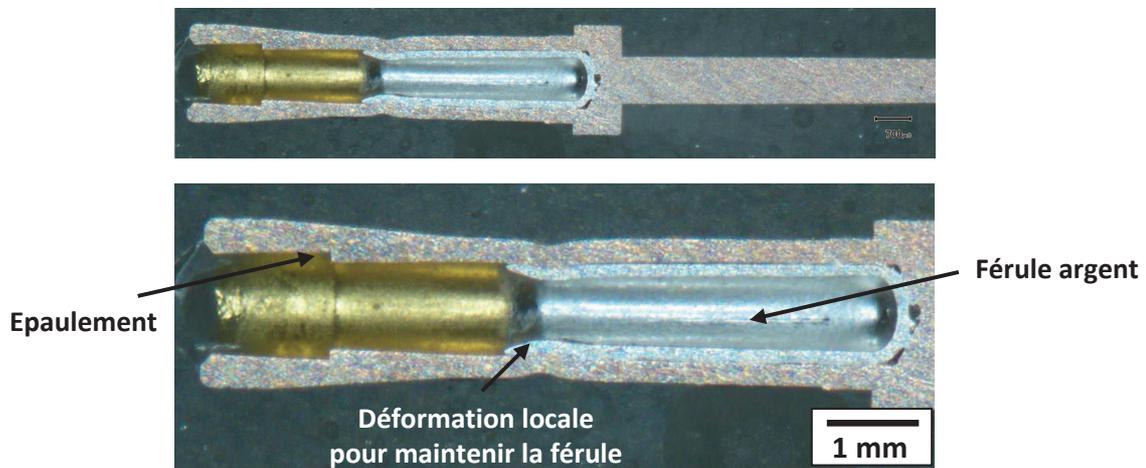


Figure 4-25 : Contact mâle de la technologie aluminium ayant subi un enrobage/polissage.

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 fêrule, 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.

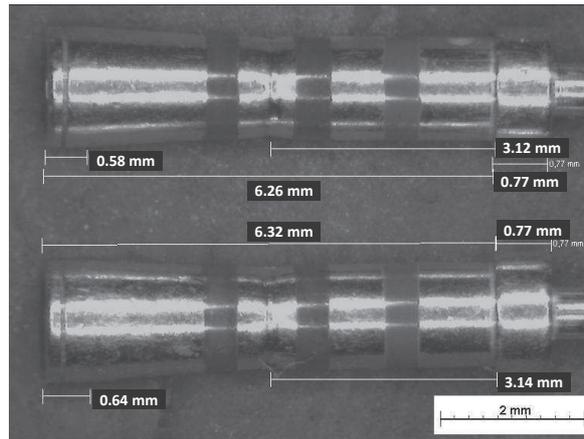


Figure 4-26 : Mesures des dimensions longitudinales des contacts de la technologie aluminium.

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.

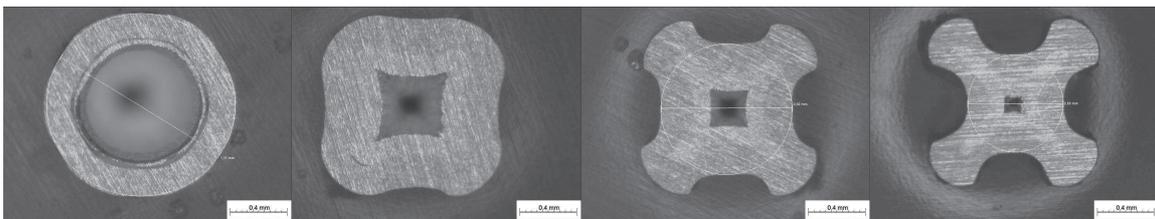


Figure 4-27 : Evolution du profil d'un contact lors du sertissage électrique de la technologie aluminium.

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).

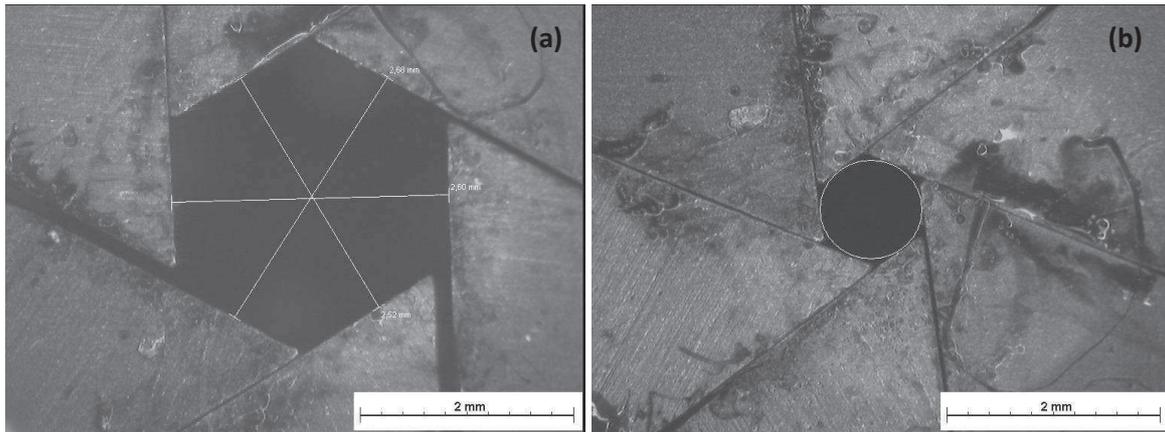


Figure 4-28 : Disposition des outils opérant le sertissage d'étanchéité pour la technologie aluminium : pince ouverte (a) et fermée (b).

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

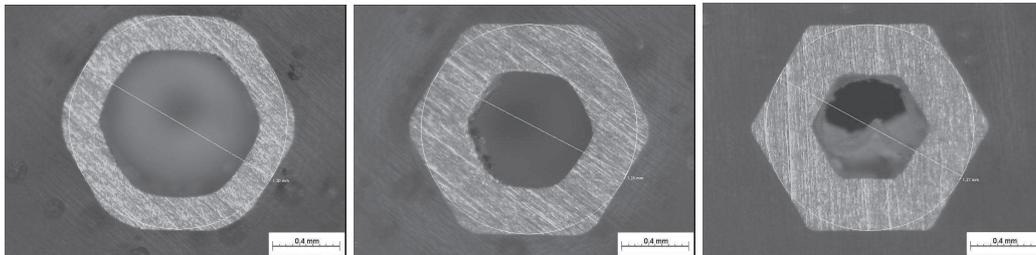


Figure 4-29 : Evolution du profil d'un contact lors du sertissage d'étanchéité de la technologie aluminium.

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 fourni 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.

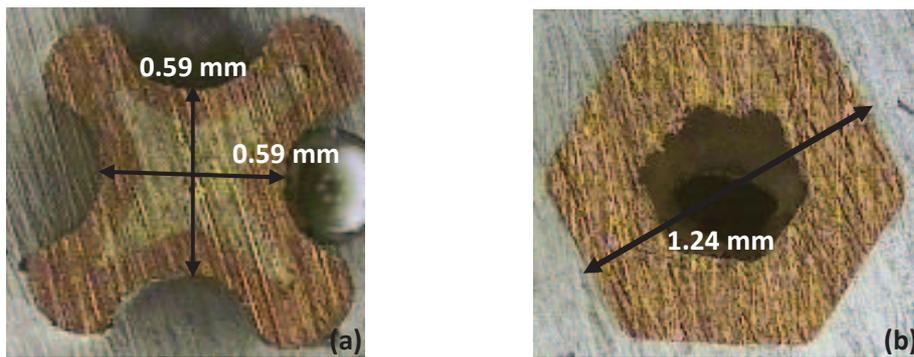


Figure 4-30 : Vues en coupe de sertissages électrique (a) et d'étanchéité (b) sur contact de la technologie aluminium.

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 :

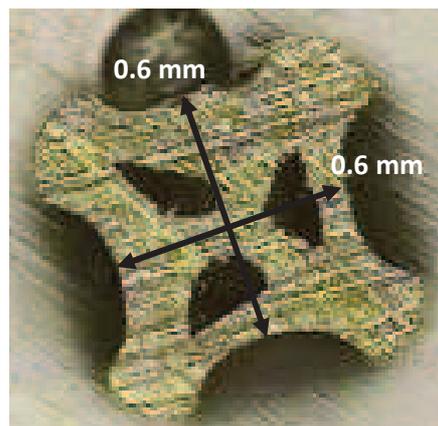


Figure 4-31 : Mesures des dimensions d'un fil d'étain après sertissage avec la même pince.

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 diffèrent par le type de câble sur lequel est serti le contact.

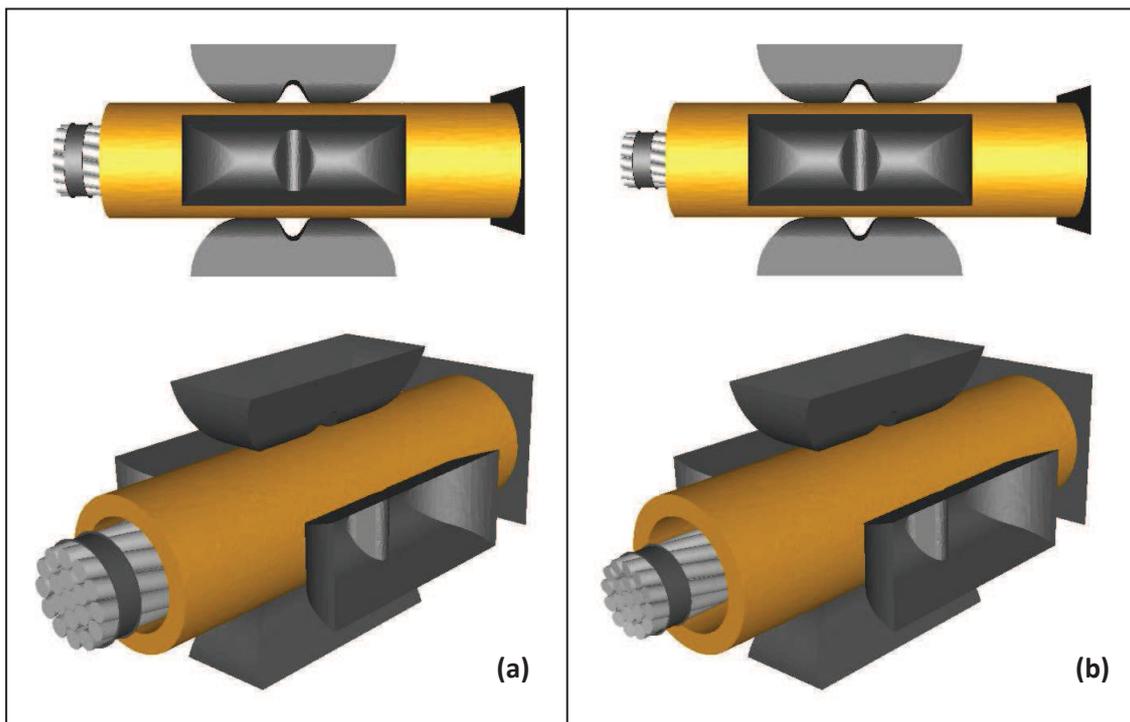


Figure 4-32 : Mise en données de sertissages d'un câble Cu22 (a) et d'un câble Cu24 (b) sur contact.

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.

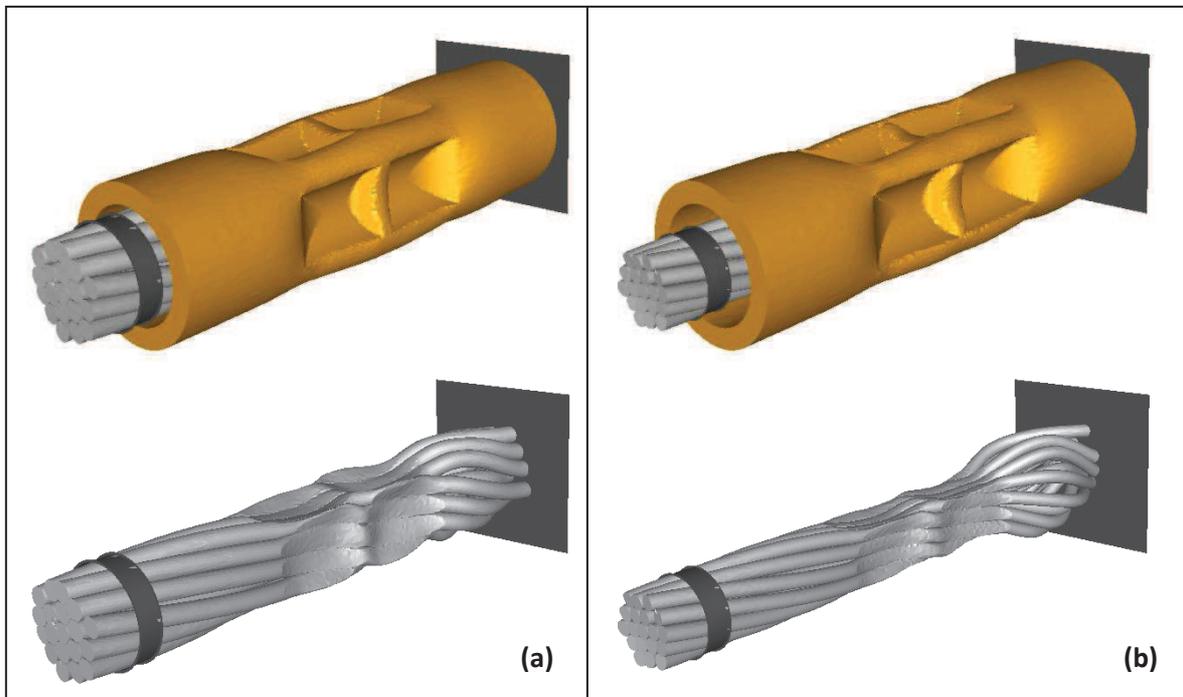


Figure 4-33 : Visuels des modèles de sertissage sur câble Cu22 (a) et sur câble Cu24 (b) en fin d'indentation (limite de sur-sertissage Go).

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.

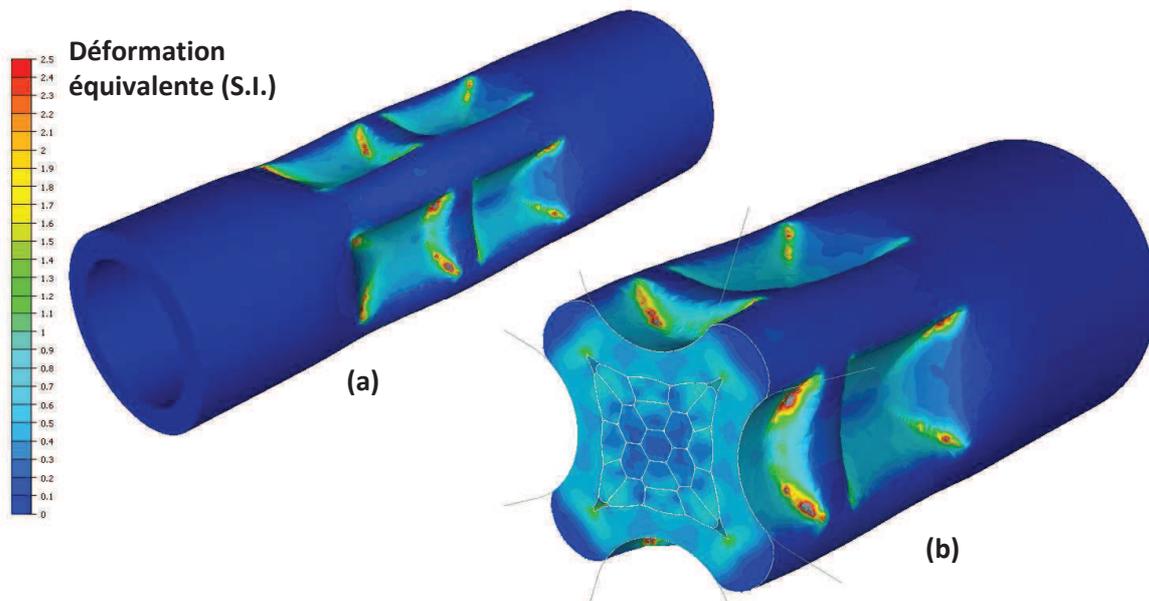


Figure 4-34 : Déformation équivalente du fût en fin de sertissage : fût complet sans brins (a) et vue de coupe avec brins (b).

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.

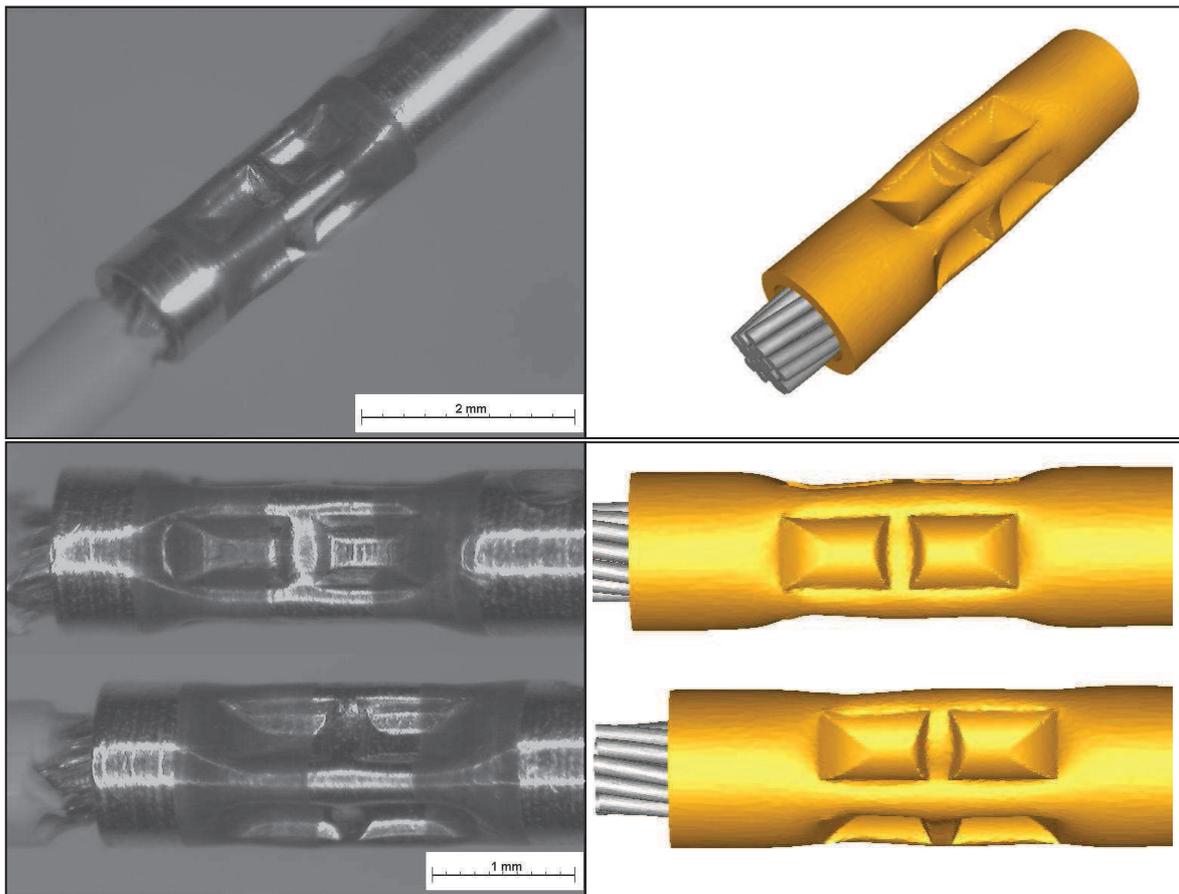


Figure 4-35 : Comparaison entre géométries expérimentales et simulées en fin de sertissage d'un contact serti sur câble Cu22.

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.

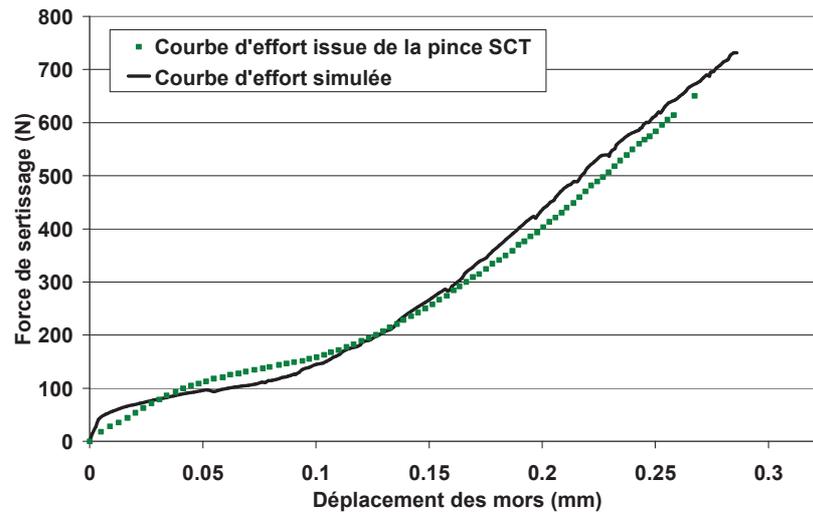


Figure 4-36 : Comparaison de la courbe d'effort simulée avec un relevé de pince à sertir SCT.

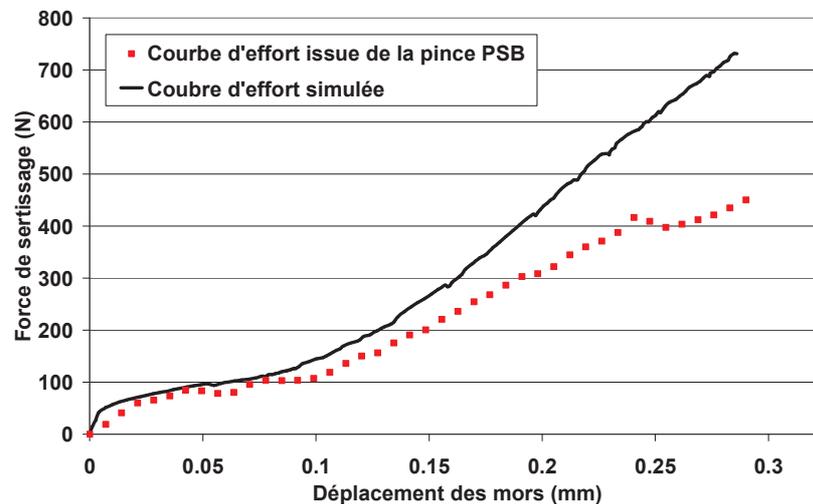


Figure 4-37 : Comparaison de la courbe d'effort simulée avec un relevé de pince à sertir PSB.

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.

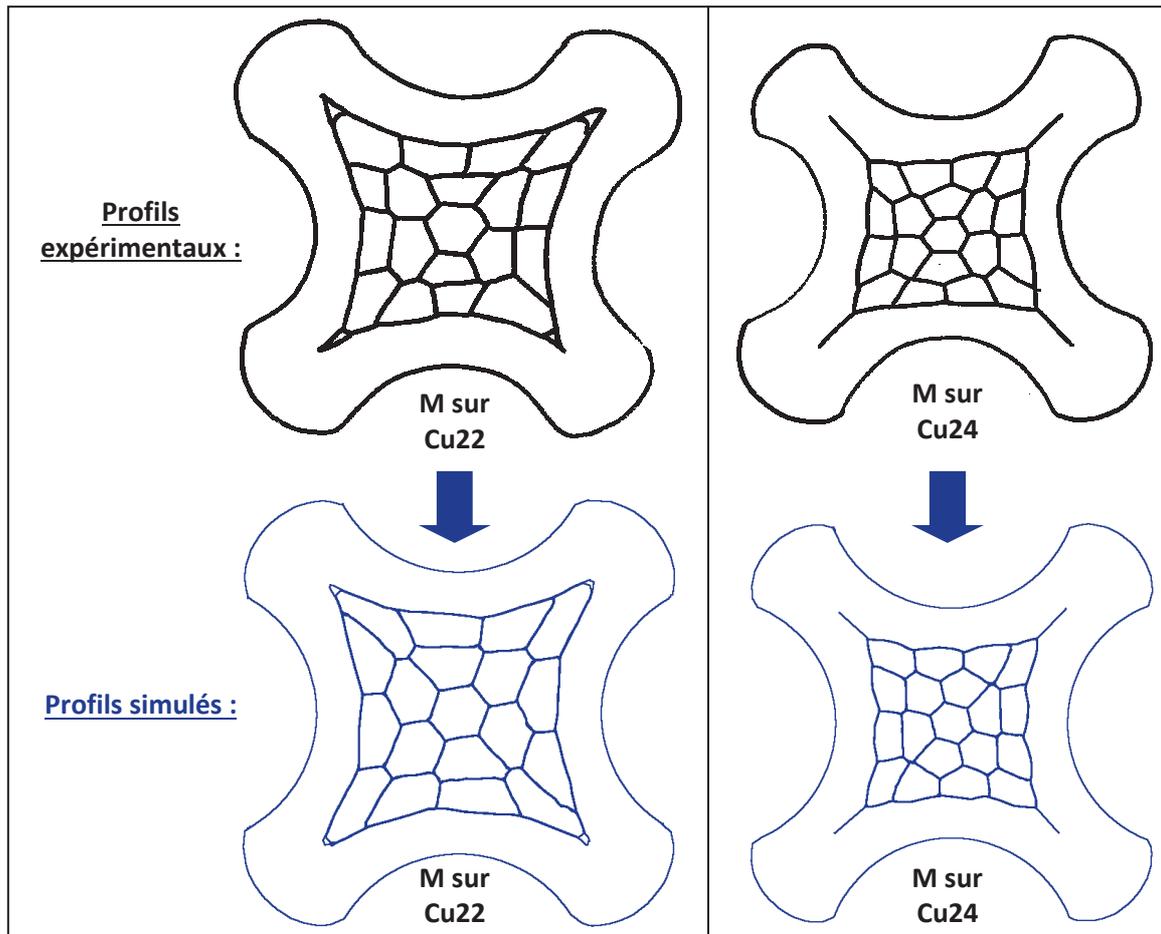


Figure 4-38 : Comparaison des profils de sertissages expérimentaux et simulés.

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 chacun, soit 860.000 éléments.

La Figure 4-39 présente deux visuels du sertissage électrique effectué au niveau de la fêrle en argent. Sur la figure (b), un plan de coupe a été utilisé pour visualiser la configuration initiale de la fêrle et sa déformation finale. N'ayant aucun moyen de déterminer les paramètres de loi de comportement pour l'argent de la fêrle, les calculs ont été menés en utilisant la rhéologie d'un aluminium Al99 de la librairie Forge® (cf. Annexe 3).

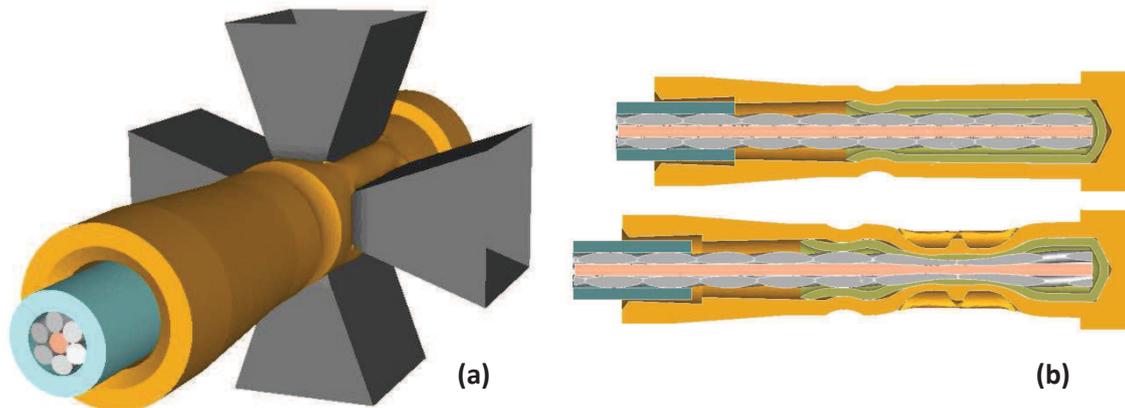


Figure 4-39 : Sertissage électrique d'un contact de la technologie aluminium sur un câble Alu22.

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.

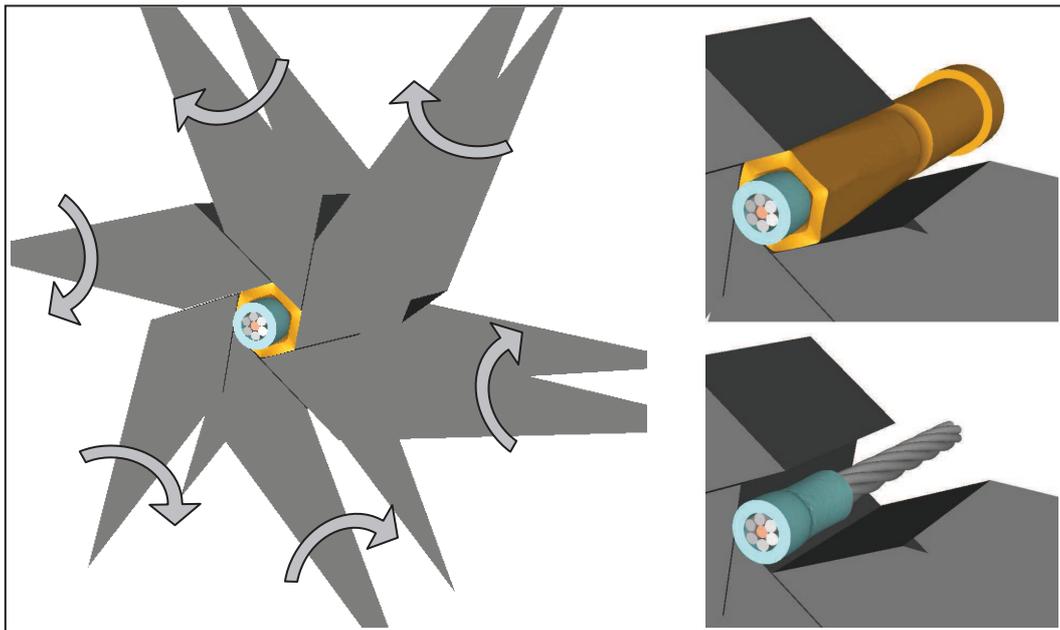


Figure 4-40 : Sertissage d'étanchéité d'un contact de la technologie aluminium sur un câble Alu22.

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.

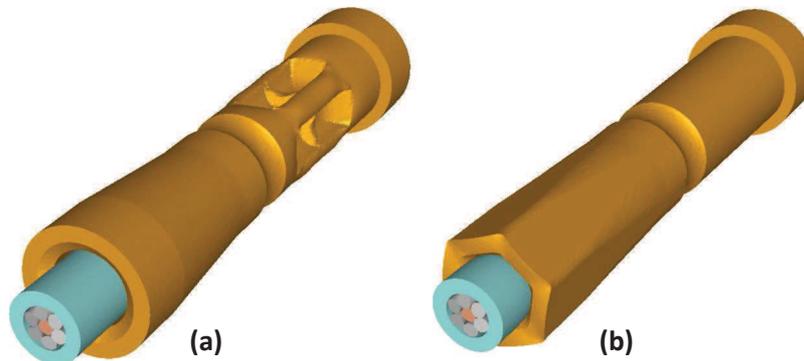


Figure 4-41 : Comparaison de la position et de la forme des deux types de sertissage : électrique (a) et étanchéité (b).

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.

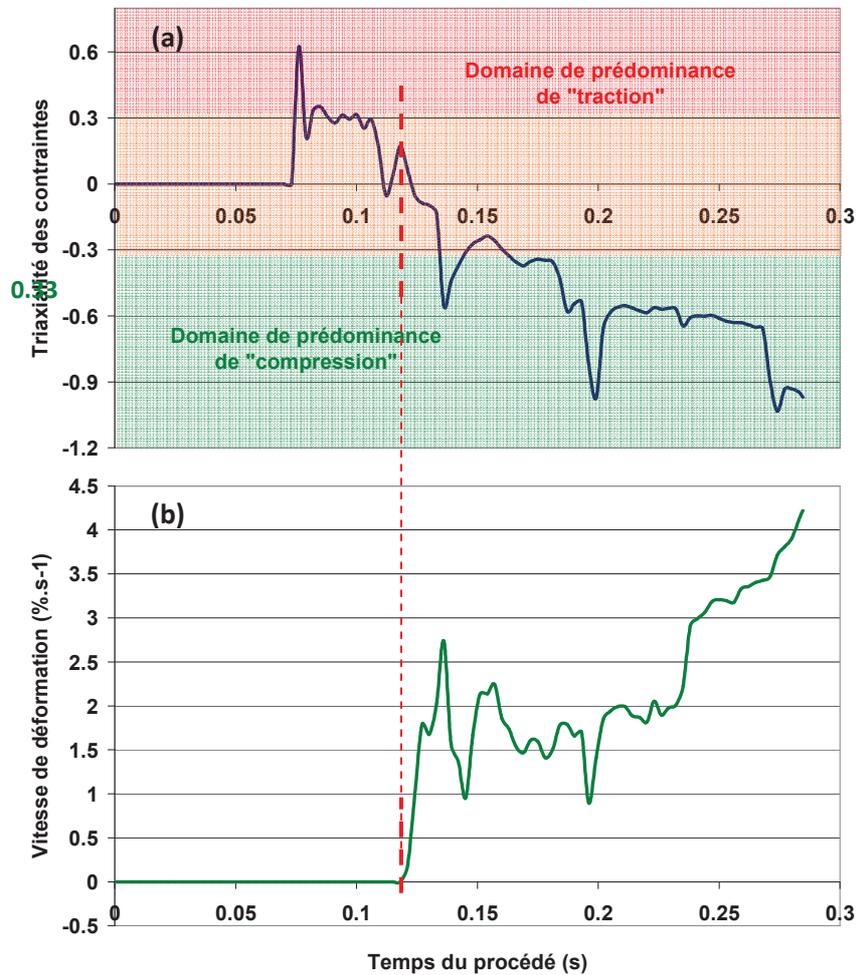


Figure 4-42 : Triaxialité des contraintes (a) et vitesse de déformation (b) en un nœud d'un brin au cours du procédé de sertissage.

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 :

$$\int_0^{\bar{\epsilon}_f} f(stress.state).d\bar{\epsilon}_p = C_D \quad (4-47)$$

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'écartier 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.

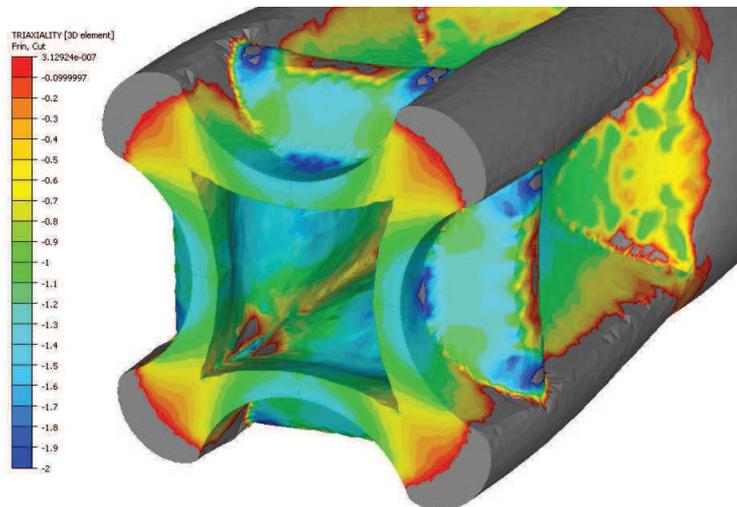


Figure 4-43 : Taux de triaxialité des contraintes en fin de sertissage.

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.