

3.1. Introduction du chapitre :

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

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

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

3.2. Etude directe des résultats de traction :

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

3.2.1. Méthode employée :

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

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

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

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

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

Loi Puissance (3 paramètres : K, ϵ_0 et n) :
$$\sigma = \sqrt{3}K(\epsilon_0 + \epsilon_p)^n \quad (3-3)$$

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

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

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

3.2.2.1. Brins de la technologie cuivre :

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

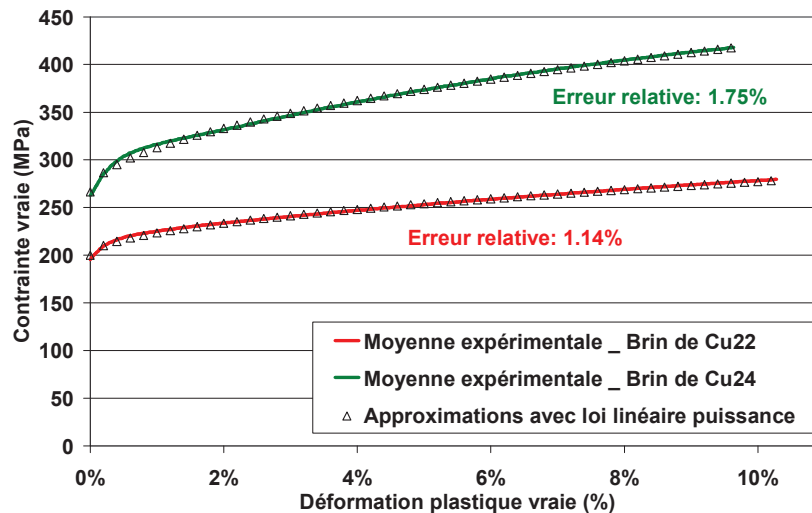


Figure 3-1 : Résultats de l'analyse Excel menée sur les brins Cu22 et Cu24 de la technologie cuivre.

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

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

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

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

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

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

Discussion sur les valeurs des modules d'Young :

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

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

Loi de Hooke en uniaxial:

$$\sigma = E.\varepsilon \quad (3-6)$$

où σ est la contrainte et ε est la déformation.

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

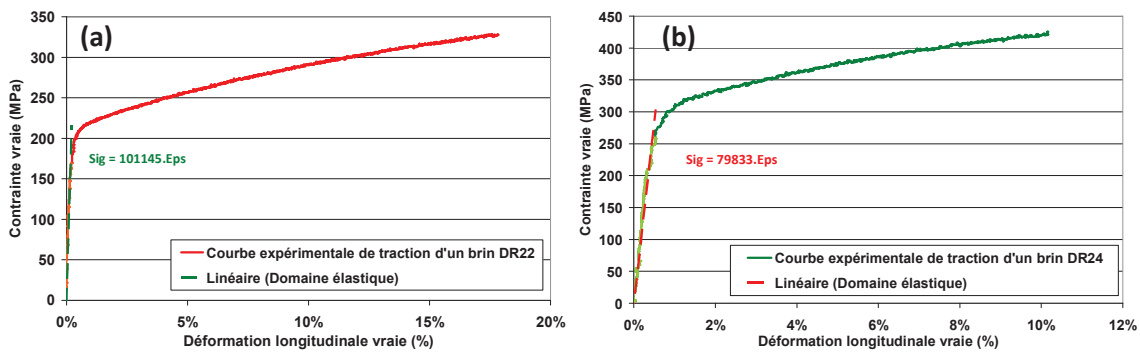


Figure 3-2 : Détermination graphique du module d'Young du cuivre d'un brin de câble Cu22 (a) et du cuivre d'un brin de câble Cu24 (b).

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

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

3.2.2.2. Brins de la technologie aluminium :

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

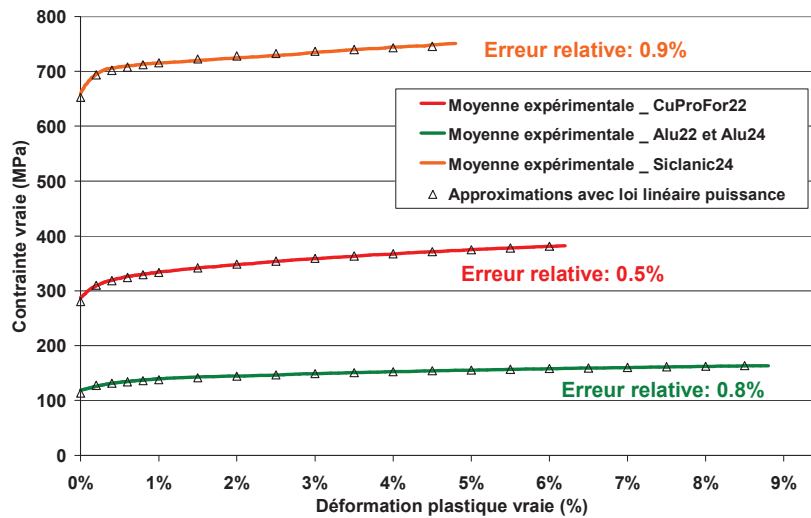


Figure 3-3 : Résultats de l'analyse Excel menée sur les brins CuProFor22, Siclanic24 et Alu22_24 de la technologie aluminium.

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

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

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

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

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

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

3.3.1. Le concept de l'analyse inverse :

3.3.1.1. Le logiciel Forge® :

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

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

3.3.1.2. Analyse inverse avec Forge® :

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

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

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

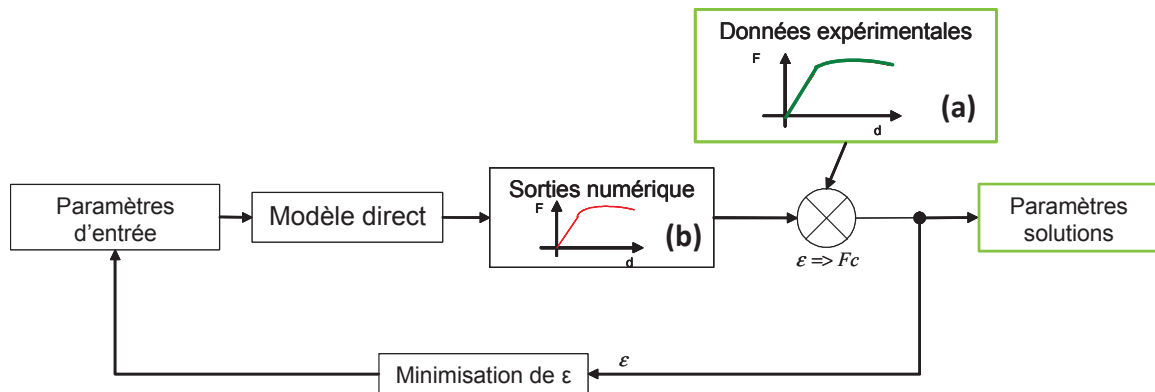


Figure 3-4 : Schéma de principe de l'analyse inverse associée à Forge®.

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

- l'obtention de relevés expérimentaux fiables (a), issus d'essais industriels instrumentés ou de tests de laboratoire. On fera en sorte de solliciter la matière dans des conditions proches de celles du procédé de mise en forme que l'on souhaite ensuite simuler [FAY08].
- la simulation numérique précise de l'essai, afin de générer le même type d'observable (b) (courbe, capteur,...) et de permettre le calcul automatique de la fonction coût à minimiser.

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

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

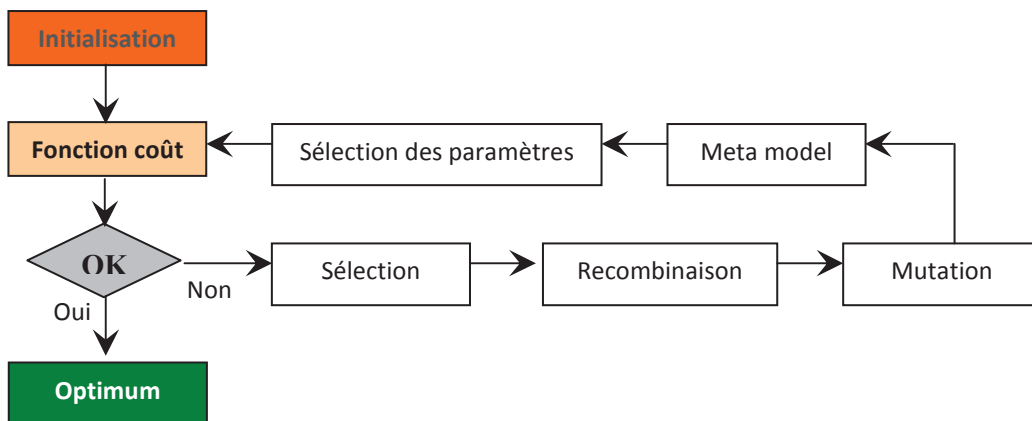


Figure 3-5 : Schéma de principe de l'algorithme à stratégie d'évolution assistée (MAES).

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

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

3.3.2. Analyse inverse de la micro compression de brins :

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

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

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

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

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

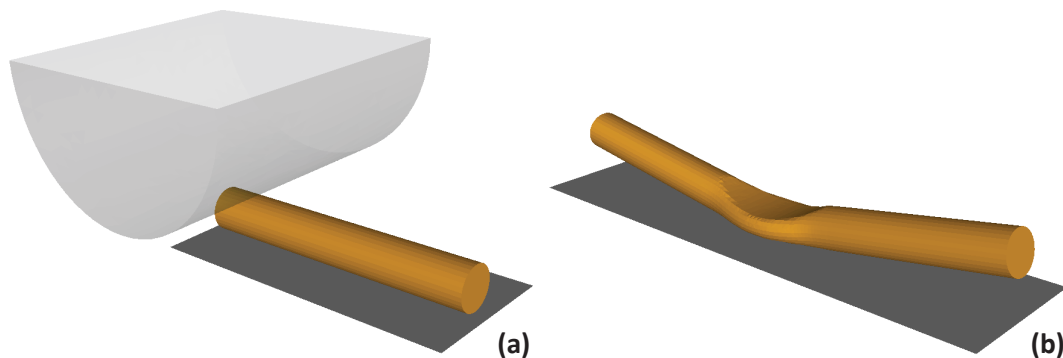


Figure 3-6 : Modèle de compression d'un brin de Cu22 pour analyse inverse avec Forge® : modèle avec plan de symétrie pour le gain de temps de calcul (a) et brin en fin de compression (b).

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

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

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

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

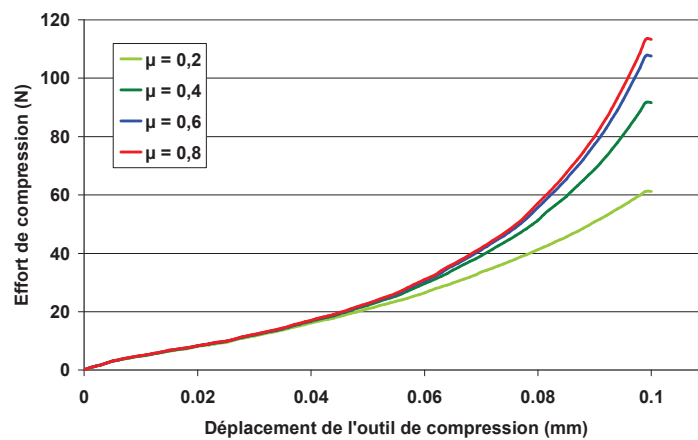


Figure 3-7 : Impact de la valeur du coefficient de coulomb μ sur les efforts de compression d'un brin [PET13-1].

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

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

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

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

Brins de la technologie cuivre :

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

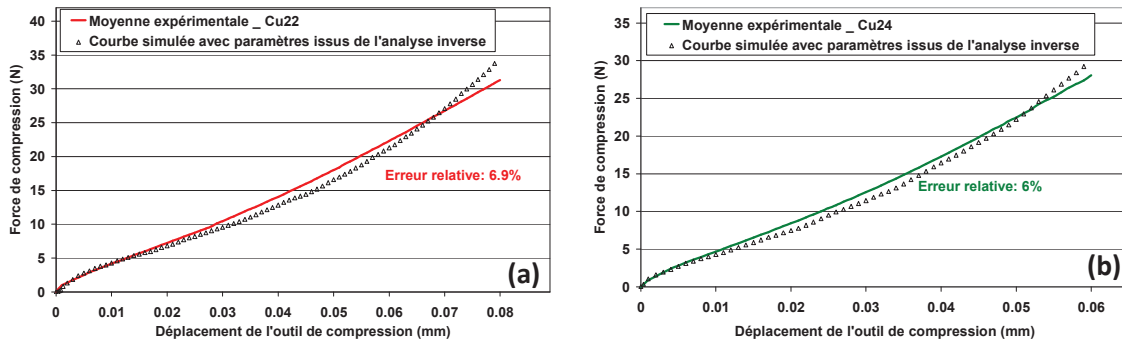


Figure 3-8 : Résultats des analyses inverses de compression de brin de Cu22 (a) et de brin de Cu24 (b).

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

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

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

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

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

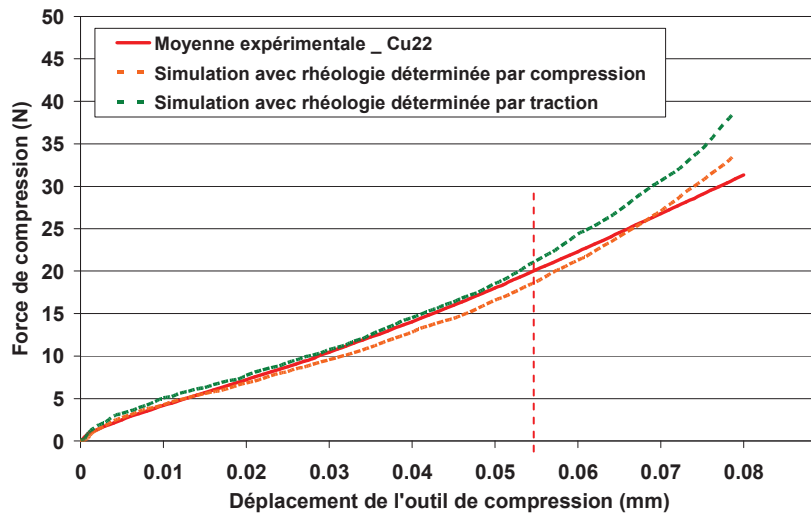


Figure 3-9 : Courbes d'efforts de compression expérimentale et simulées avec deux rhéologies différentes d'un brin de Cu22.

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

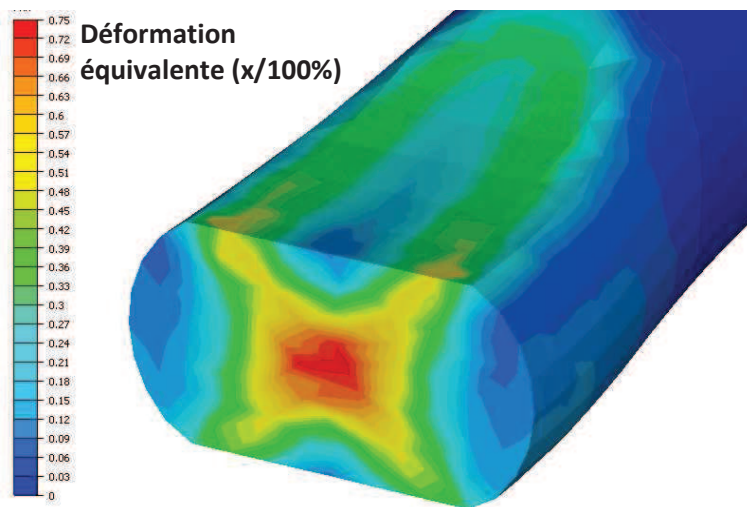


Figure 3-10 : Répartition des déformations équivalentes dans la matière après une course de l'outil de 0.055 mm.

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

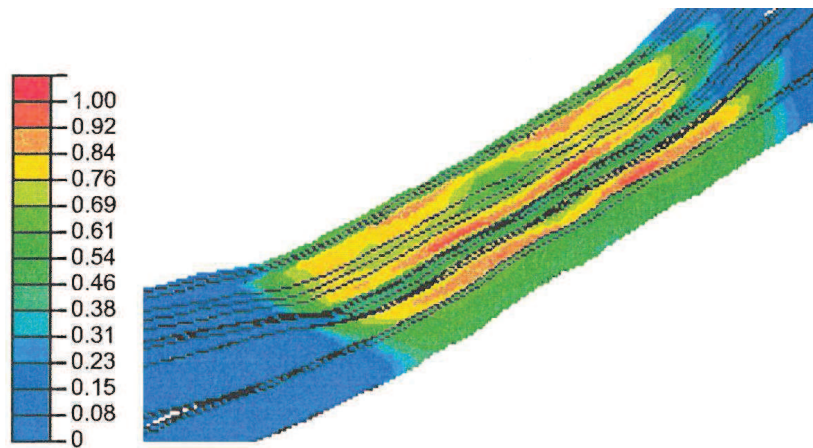


Figure 3-11 : Déformation plastique totale pour le câble sur le modèle 3D complet [ABB02].

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

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

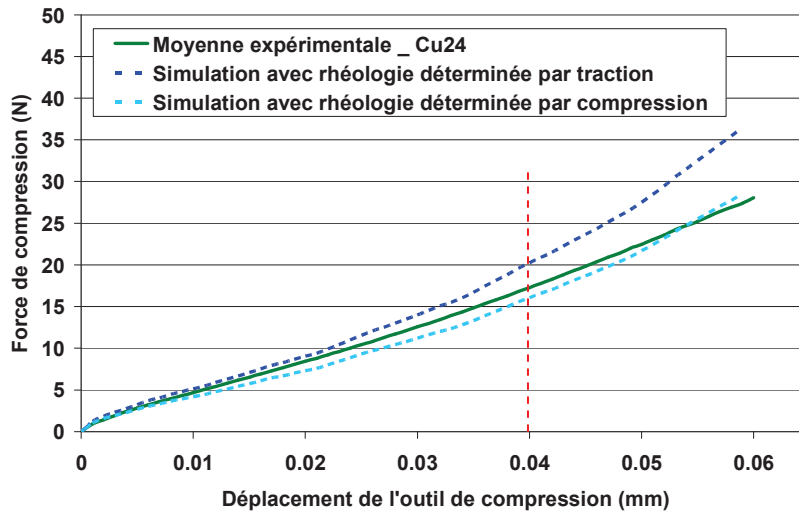


Figure 3-12 : Courbes d'efforts de compression expérimentale et simulées avec deux rhéologies différentes d'un brin de Cu24.

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

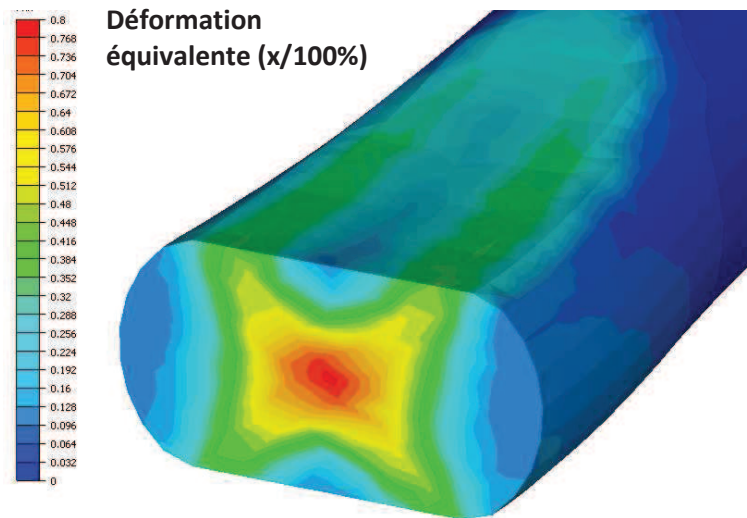


Figure 3-13 : Répartition des déformations équivalentes dans la matière en fin d'essai simulé (a) et après une course de 0.04 mm.

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

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

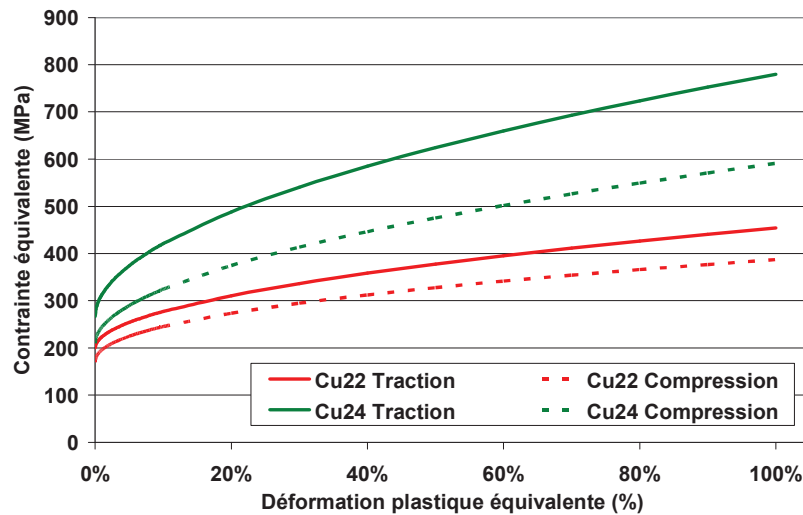


Figure 3-14 : Comparaison des courbes d'écroutissement obtenues pour les brins de la technologie cuivre en traction et en compression.

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

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

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

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

Brins de la technologie aluminium :

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

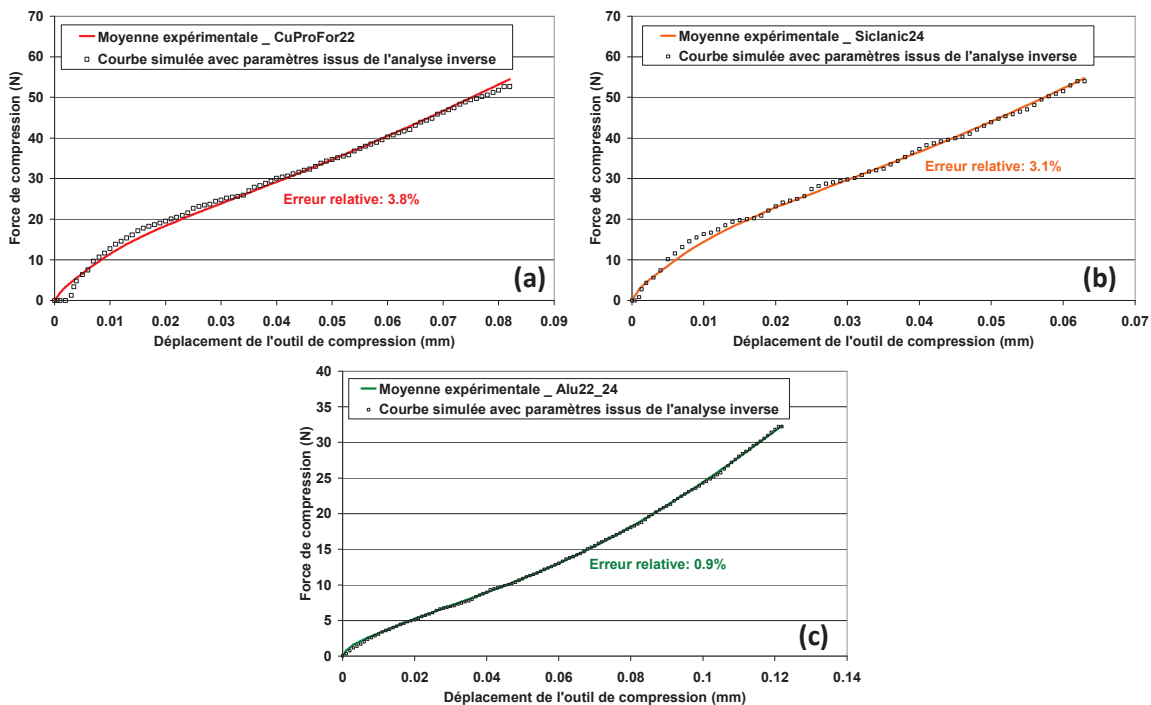


Figure 3-15 : Résultats des analyses inverses de compression de brin de CuProFor22 d'Alu22 (a), de Siclanic24 d'Alu24 (b) et d'Alu22_24(c).

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

Paramètres rhéologiques			
CuProFor22 (compression)	K = 173 MPa	a= 0,67	n= 0,22
Loi linéaire puissance	E= 140.000 MPa (donnée fournisseur)		
Siclanic24 (compression)	K= 406 MPa	$\epsilon_0= 0,0003$	n= 0,058
Loi puissance	E= 130.000 MPa (donnée fournisseur)		
Alu22_24 (compression)	K= 123 MPa	$\epsilon_0= 0,0003$	n= 0,22
Loi puissance	E= 68.000 MPa (donnée fournisseur)		

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

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

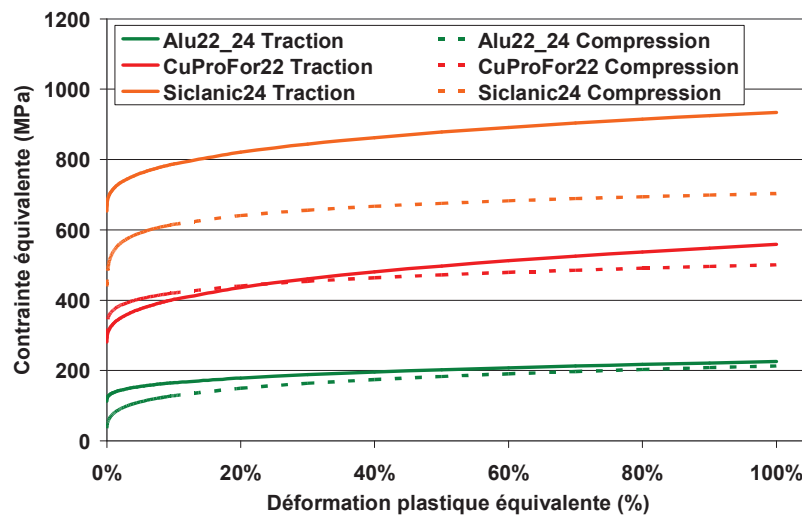


Figure 3-16 : Comparaison des courbes d'écroutissage obtenues pour les brins de la technologie aluminium en traction et en compression.

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

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

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

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

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

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

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

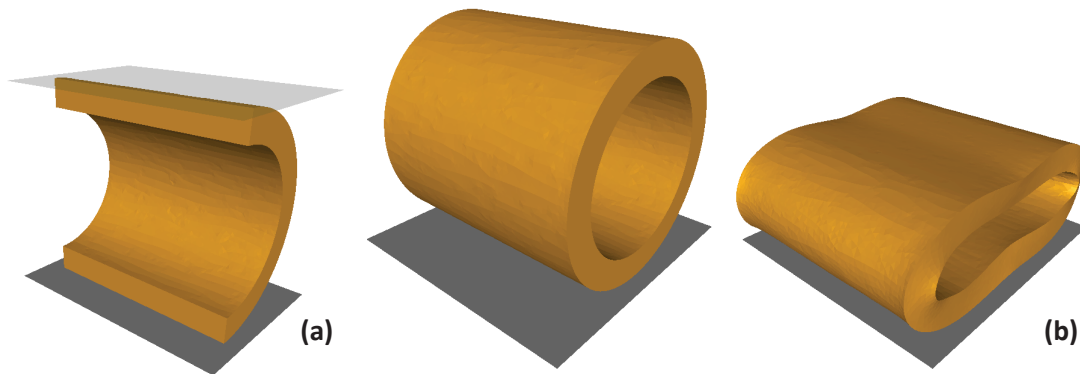


Figure 3-17 : Modèle de compression d'un tronçon de contact 2222 pour analyse inverse avec Forge® : demi-modèle pour le gain de temps de calcul (a) et contact en fin de compression (b).

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

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

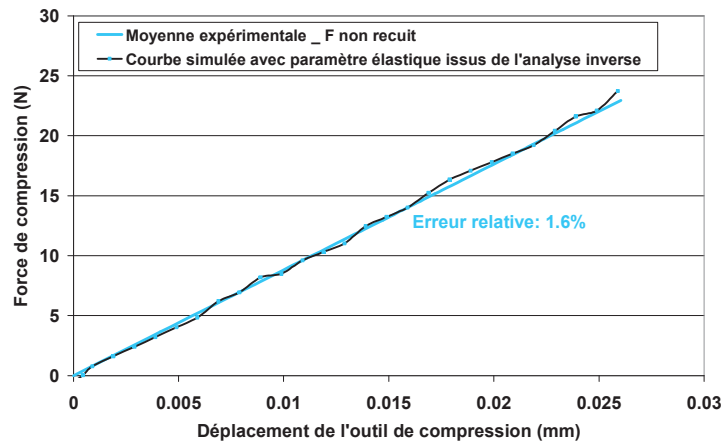


Figure 3-18 : Détermination du module d'Young du cuivre des contacts par analyse inverse de compression dans le domaine élastique.

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

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

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

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

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

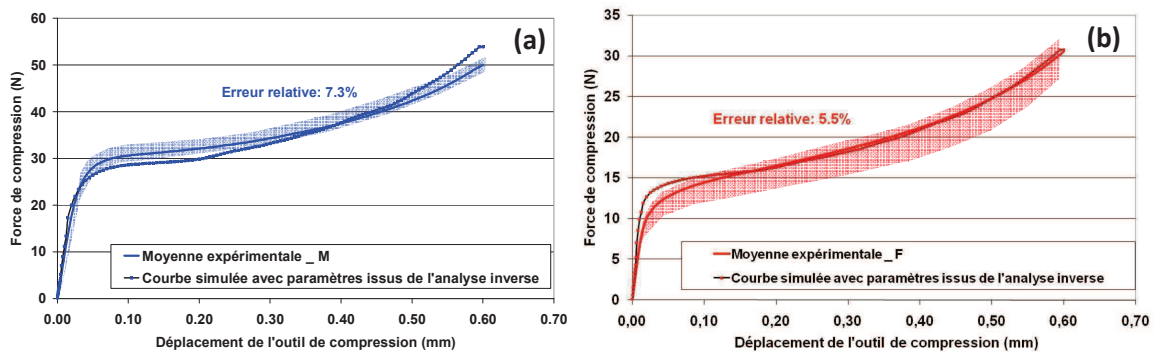


Figure 3-19 : Résultats de l'analyse inverse de compression des tronçons de contact M (a) et F (b) standards.

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

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

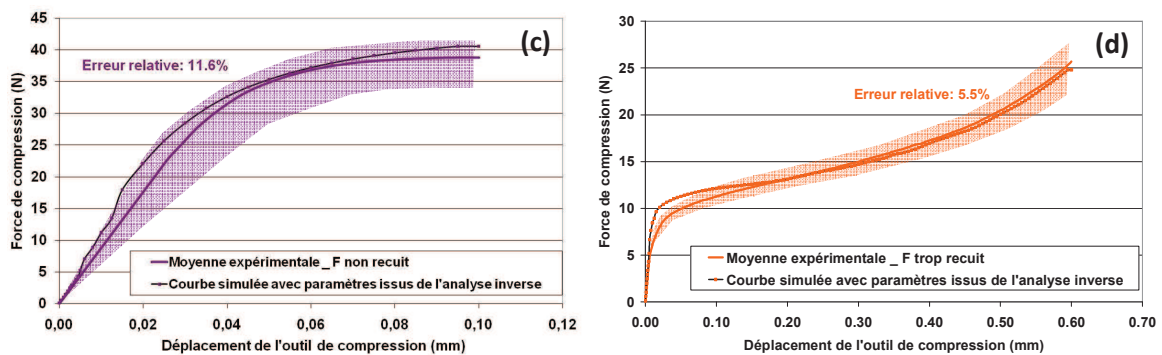


Figure 3-20 : Résultats de l'analyse inverse de compression des tronçons de contact F non recuit (c) et trop recuit (d).

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

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

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

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

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

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

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

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

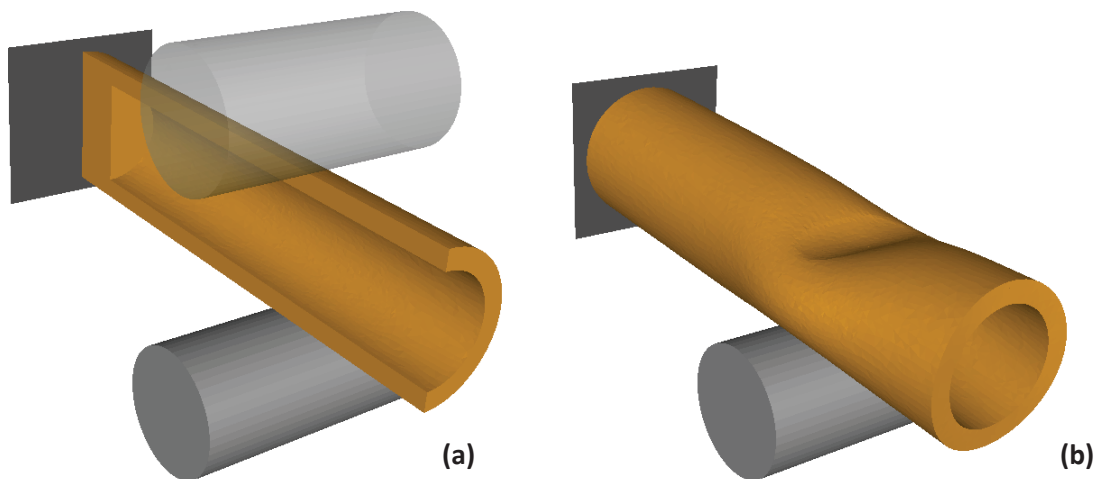


Figure 3-21 : Modèle de sertissage Cemef d'un contact 2222 pour analyse inverse avec Forge® : demi modèle pour le gain de temps de calcul (a) et allure du contact en fin de compression (b)

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

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

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

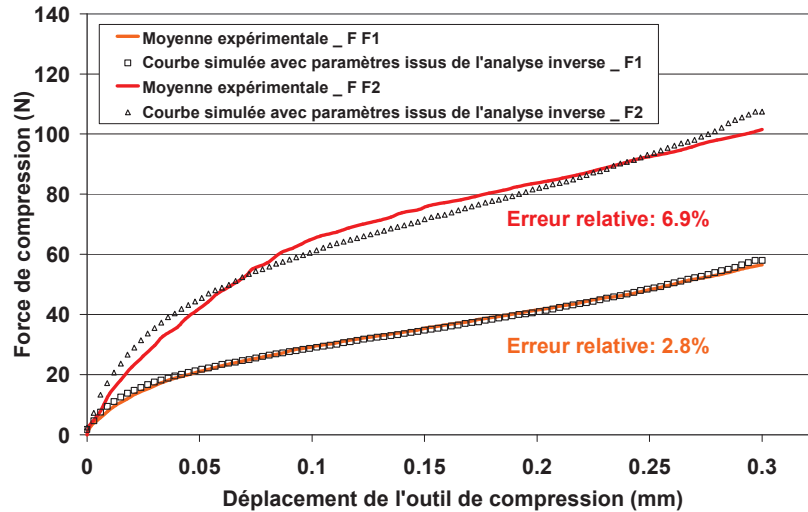


Figure 3-22 : Résultats de l'analyse inverse de compression d'un tronçon de contacts F de deux fournisseurs.

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

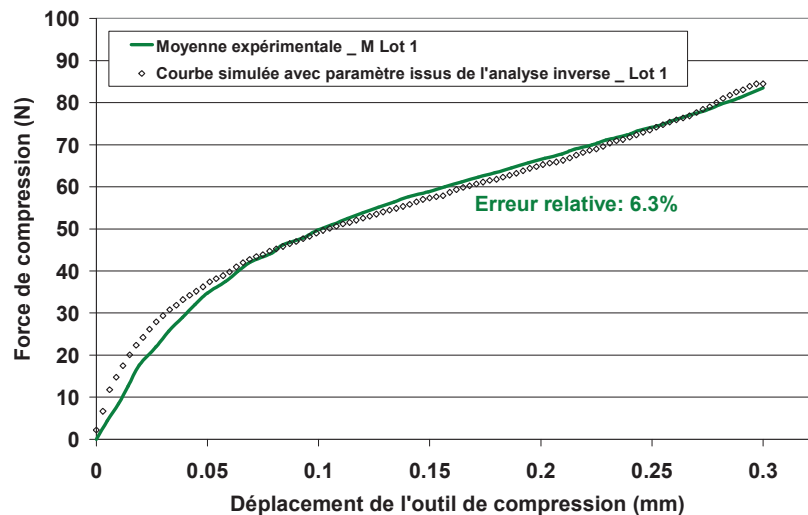


Figure 3-23 : Résultats de l'analyse inverse de compression d'un tronçon de contact M du lot 1.

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

Paramètres rhéologiques			
F_F1	K= 294 MPa	$\epsilon_0= 0,006$	n= 0,28
Loi puissance	E= 88.038 MPa (intégré à l'analyse)		
F_F2	K= 380 MPa	$\epsilon_0= 0,006$	n= 0,12
Loi puissance	E= 88.038 MPa (non variable)		
M_Lot 1	K= 288 MPa	$\epsilon_0= 0,007$	n= 0,11
Loi puissance	E= 88.038 MPa (non variable)		

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

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

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

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

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

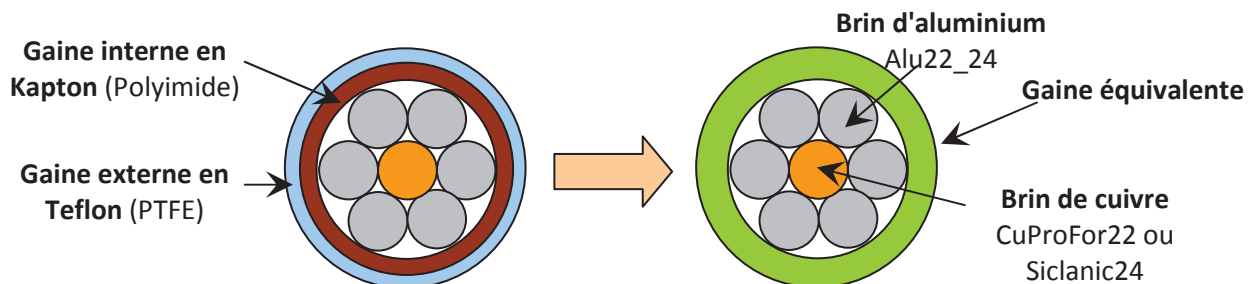


Figure 3-24 : Principe d'analyse de la gaine polymère des câbles Alu22 et Alu24.

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

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

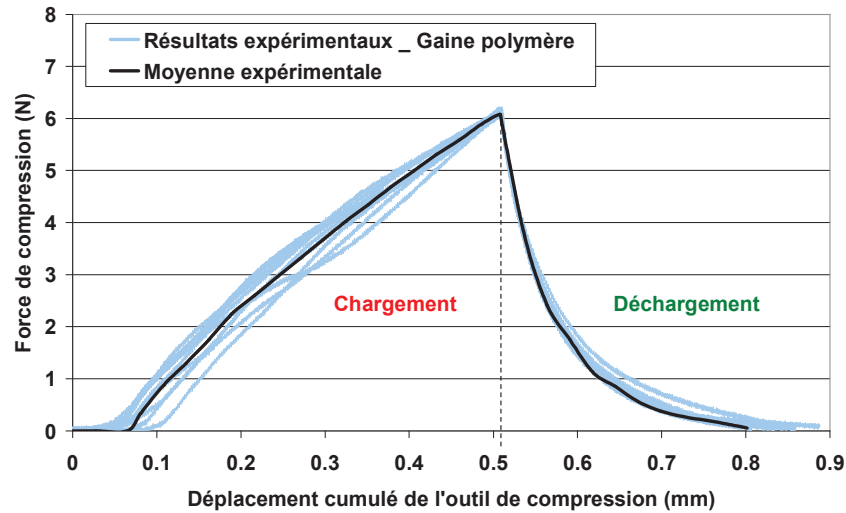


Figure 3-25 : Courbes expérimentales de compression et moyenne associée de gaine polymère d'Alu22.

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

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

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

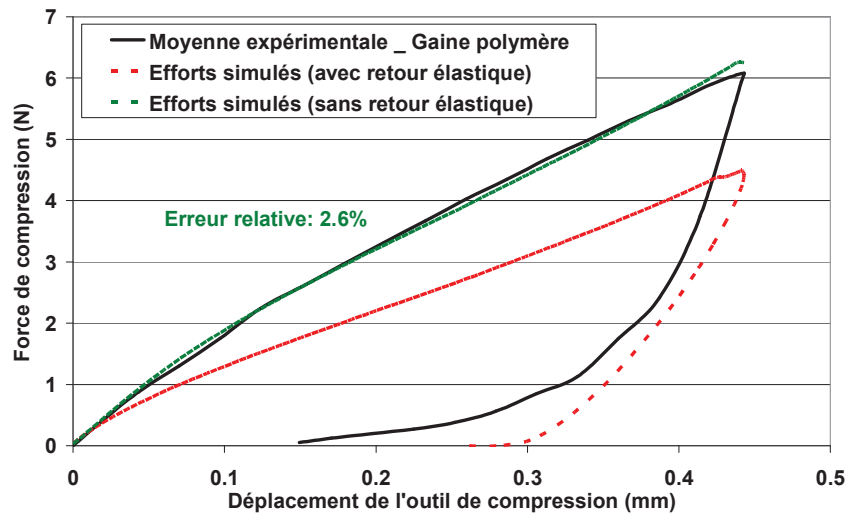


Figure 3-26 : Comparaison des résultats de deux analyses inverses prenant en compte ou non le retour élastique.

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

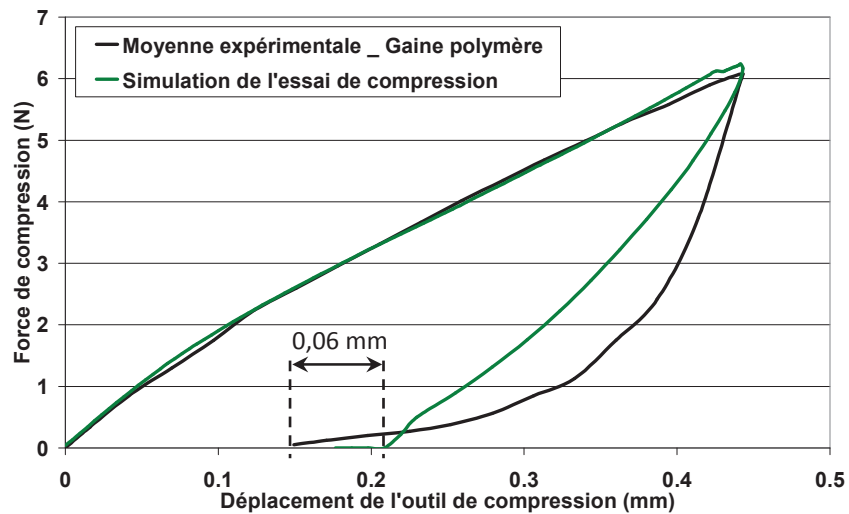


Figure 3-27 : Résultats de l'analyse inverse de compression d'un tronçon de gaine de câble Alu22.

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

Paramètres rhéologiques			
Gaine polymère_Alu22_C (compression)	K= 106 MPa	$\epsilon_0= 0,00051$	n= 0,35
Loi puissance	E= 1120 MPa (intégré à l'analyse)		

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

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

3.3.6. Conclusion sur les travaux de caractérisation des matériaux :

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

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

3.4. Validation des paramètres rhéologiques déterminés :

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

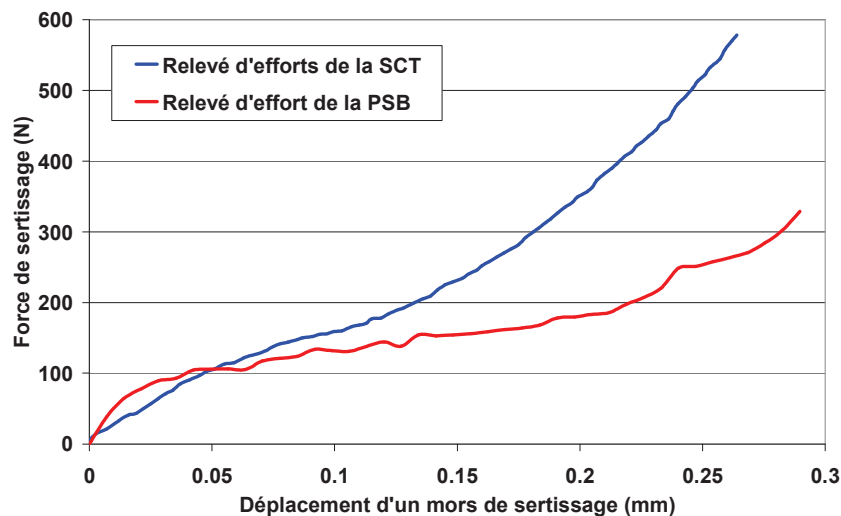


Figure 3-28 : Comparaison des relevés d'efforts issus de la SCT et de la PSB pour un même couple contact/câble (M sur Cu22).

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

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

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

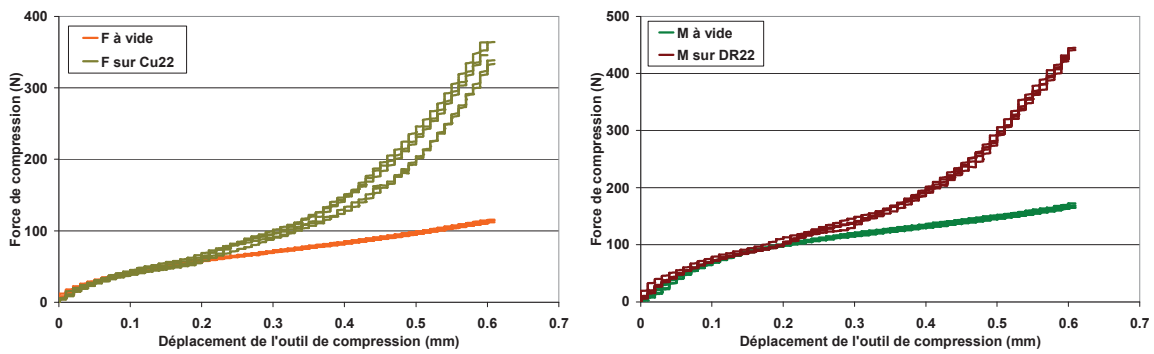


Figure 3-29 : Efforts de "Sertissage CEMEF" à vide et sur câble Cu22 pour deux types de contacts : F (a) et M (b).

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

3.4.2. Simulation numérique du "Sertissage CEMEF" :

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

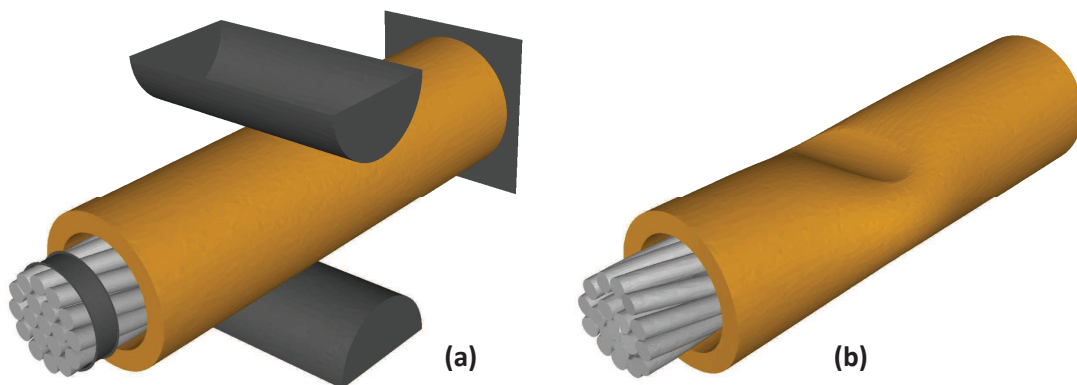


Figure 3-30 : Visuels de la mise en donnée de "Sertissage CEMEF" : modèle complet avant sertissage (a) et en fin de calcul (b).

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

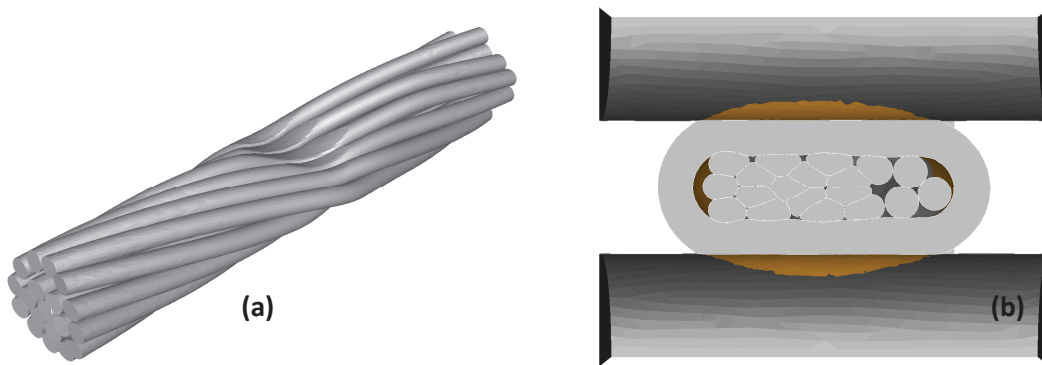


Figure 3-31 : Arrangement des brins en fin de calcul de "Sertissage CEMEF" : visualisation volumique (a) et coupe dans la zone d'indentation maximale (b).

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

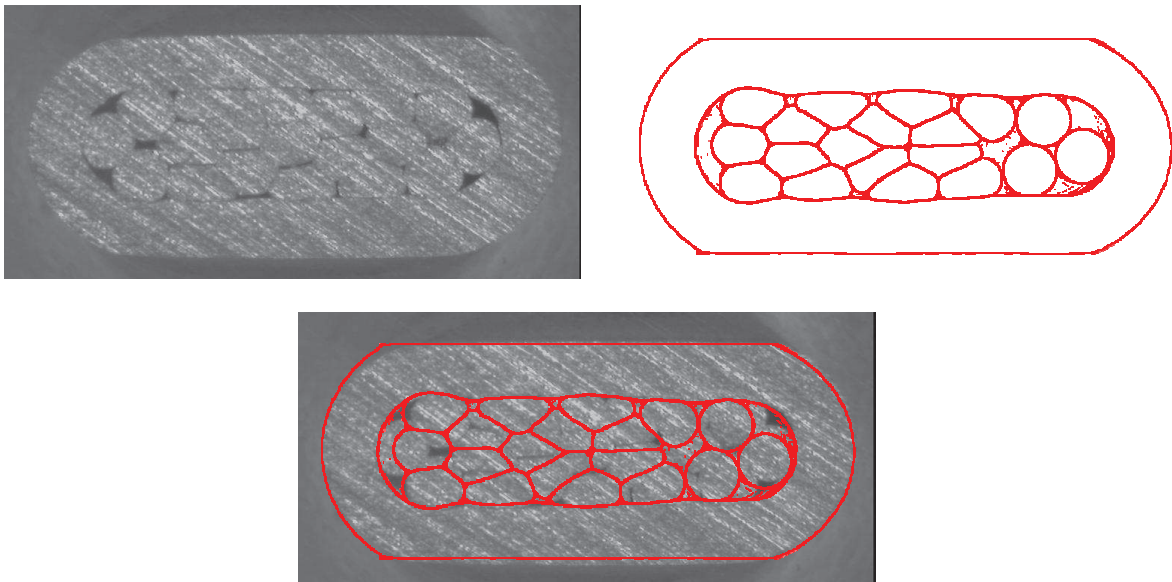


Figure 3-32 : Superposition d'une image obtenue à la binoculaire après polissage et d'une vue de coupe issue de la simulation numérique de "Sertissage CEMEF".

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

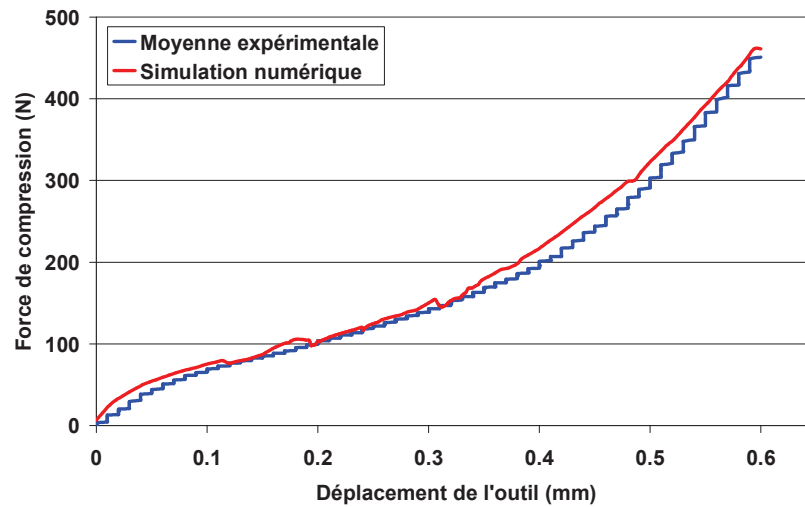


Figure 3-33 : Comparaison des courbes d'efforts de "Sertissage CEMEF" expérimentale et simulée d'un contact M sur un câble Cu22.

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

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

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

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

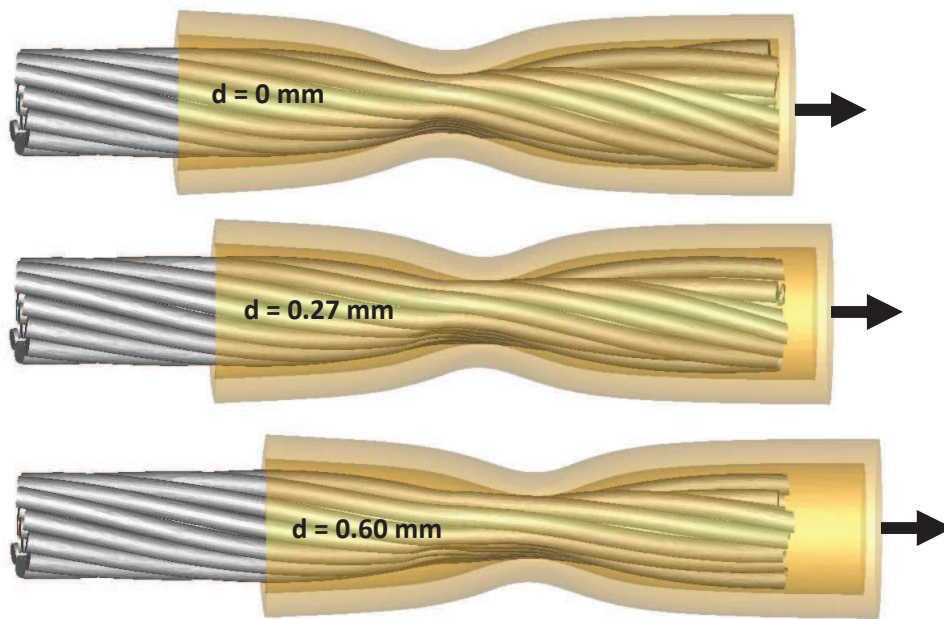


Figure 3-34 : Evolution de l'arrangement des brins au cours de la traction du contact serti.

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

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

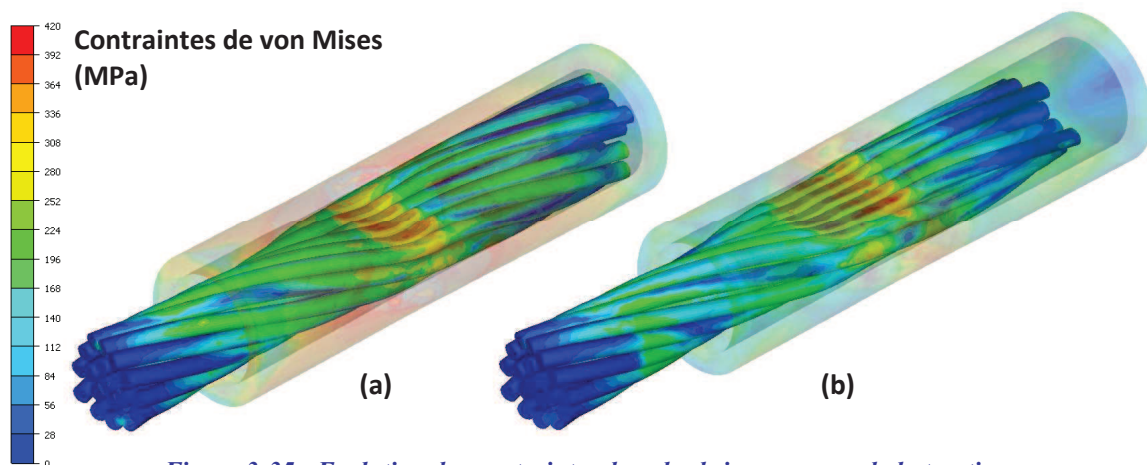


Figure 3-35 : Evolution des contraintes dans les brins au cours de la traction.



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

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

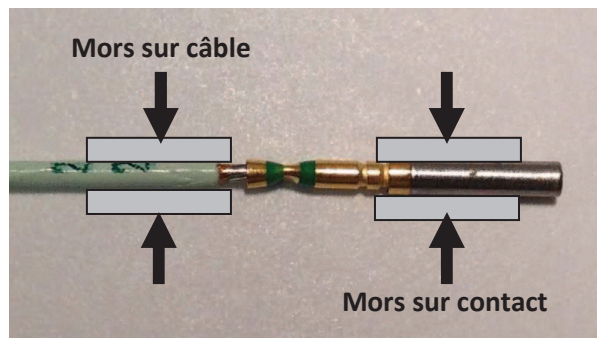


Figure 3-37 : Zones de fixation des mors mécaniques sur l'échantillon pour les essais d'arrachement.

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

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

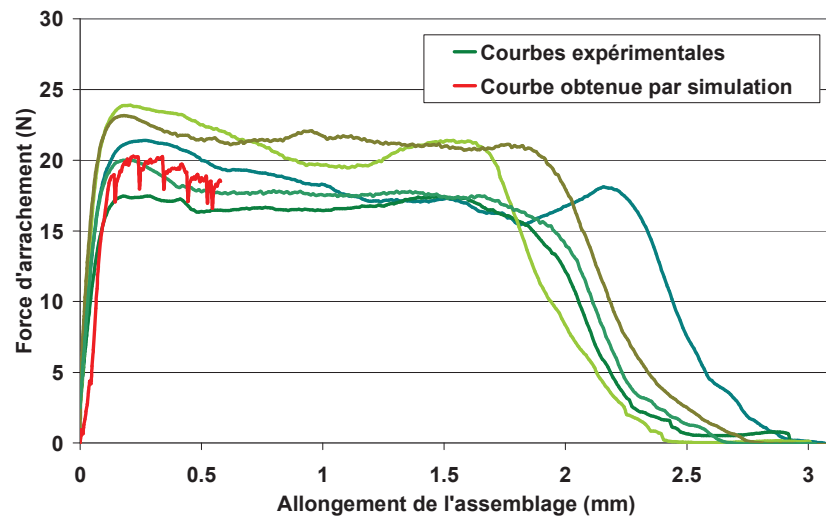


Figure 3-38 : Courbes d'efforts d'arrachement de contact sertis par "Sertissage CEMEF" sur 0.6 mm.

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

3.5. Conclusion du chapitre :

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

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

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

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

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

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

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