NNT : 0000AIXM0000

THÈSE DE DOCTORAT

Soutenue à Aix-Marseille Université
le 16 décembre 2024 par

Thomas COLLAS

Modélisation dynamique multiniveaux spatial et temporel d'un projectile sous sollicitations de chocs multiples

Discipline
Sciences pour l'ingénieur

Spécialité
Mécanique des solides

École doctorale
ED 353 – SCIENCES POUR L'INGENIEUR : MECANIQUE, PHYSIQUE, MICRO ET NANOELECTRONIQUE

Laboratoire/Partenaires de recherche
Laboratoire de Mécanique et d'Acoustique
KNDS France

Composition du jury

Vincent MAGNIER MCF, Université de Lille	Rapporteur
Mathieu RENOUF CR, CNRS LMGC	Rapporteur
Martine PITHIOUX DR, CNRS ISM	Examinatrice
Nicolas FILLOT PU, INSA Lyon	Président du jury
Frédéric LEBON PU, Aix-Marseille Université	Directeur de thèse
Caroline GOUTAL IR, KNDS France	Co-encadrante de thèse
Iulian ROSU IR, CNRS LMA	Membre invité
Corado NINGRE IR, CEA	Membre invité

Affidavit

Je soussigné, Thomas COLLAS, déclare par la présente que le travail présenté dans ce manuscrit est mon propre travail, réalisé sous la direction scientifique de Frédéric LEBON, dans le respect des principes d'honnêteté, d'intégrité et de responsabilité inhérents à la mission de recherche. Les travaux de recherche et la rédaction de ce manuscrit ont été réalisés dans le respect à la fois de la charte nationale de déontologie des métiers de la recherche et de la charte d'Aix-Marseille Université relative à la lutte contre le plagiat.

Ce travail n'a pas été précédemment soumis en France ou à l'étranger dans une version identique ou similaire à un organisme examinateur.

Fait à Marseille, le 15 octobre 2024

Cette œuvre est mise à disposition selon les termes de la Licence Creative Commons Attribution - Pas d'Utilisation Commerciale - Pas de Modification 4.0 International.



Cette œuvre est mise à disposition selon les termes de la Licence Creative Commons Attribution - Pas d'Utilisation Commerciale - Pas de Modification 4.0 International.

Liste de publications et/ou brevets et participation aux conférences

1) Liste des publications et/ou brevet [1] réalisées dans le cadre du projet de thèse :

    1. **Mechanical models of conical assemblies**, *Engineering Computations* (en relecture par l'éditeur).

2) Participation aux conférences[2] et écoles d'été au cours de la période de thèse :
    1. **Mécamat Aussois 2023**, « Grandes Transformations : aujourd'hui… demain », 23-27 janvier 2023, Aussois – France, Poster – Prix Mécamat Emmy Noether ;
    2. **ICCCM 2023**, 7th International Conference on Computational Contact Mechanics, 5-7 juillet 2023, Turin – Italie, Présentation de 15mins ;
    3. **COMPLAS 2023**, XVII International Conference on Computational Plasticity, 5-7 Septembre, 2023, Barcelone – Espagne, Présentation de 15mins ;
    4. **CMIS 2024**, Contact Mechanics International Symposium, 22-24 mai, Lyon – France, Poster.

[1] Cette liste comprend les articles publiés, les articles soumis à publication et les articles en préparation ainsi que les livres, chapitres de livre et/ou toutes formes de valorisation des résultats des travaux propres à la discipline du projet de thèse. La référence aux publications doit suivre les règles standards de bibliographie et doit être conforme à la charte des publications d'AMU.

[2] Le terme « conférence » est générique. Il désigne à la fois « conférence », « congrès », « workshop », « colloques », « rencontres nationales et/ou internationales » … etc.

Indiquer si vous avez fait une présentation orale ou sous forme de poster.

Résumé

Cette thèse s'intéresse à la modélisation et à la simulation des phénomènes liés au chargement des projectiles d'artillerie. La liaison conique formée par l'obus et le tube, résultat du chargement, est étudiée en détails.

Grâce à une étude numérique par éléments finis à l'aide du logiciel Abaqus, le comportement de la liaison conique a été caractérisé par trois phases distinctes. Lors de la phase de pénétration, c'est-à-dire l'assemblage, l'énergie cinétique du projectile est transformée en énergie de déformation élastique. L'effort normal provoqué par cette déformation maintient le projectile en place. Ensuite, lors de la phase de retour élastique, le comportement se stabilise. Enfin, lors de la phase d'extraction *i.e.* le démontage, l'assemblage est lentement tiré en dehors de son logement. Cela entraine le glissement partiel de l'interface avant le démontage complet.

Après avoir identifié ces phénomènes et cette dynamique numériquement, un modèle phénoménologique de liaison conique est proposé. Celui-ci décrit au niveau global le comportement de la liaison et grâce à un procédé d'homogénéisation, prend en compte les effets locaux d'interface.

Pour mener les simulations numériques à bien, un algorithme d'optimisation de simulations a été développé. Celui-ci permet de lier, sous Abaqus, des simulations représentants la même géométrie avec des maillages plus ou moins densifiés. Il permet, lors de la simulation du chargement, d'ajuster la qualité de la discrétisation en fonction du contact projectile/tube. La détection ou la perte du contact sert de variable de contrôle pour l'enchainement des calculs et le choix du maillage employé. La position et la vitesse du projectile sont transférées entre les différentes étapes de simulation. Un estimateur d'erreur en pression de contact couplé à un système de remaillage a été développé afin d'optimiser la solution obtenue en fin de simulation.

De plus, afin d'alimenter la démarche de modélisation et de validation, des essais ont été menés pour identifier les paramètres d'intérêt et valider le contact conique. Un essai cône sur cône inédit a été réalisé au sein du laboratoire pour étudier expérimentalement le comportement de l'interface.

L'ensemble de ces travaux permet de valider la démarche de modélisation de l'interface formée par le projectile et le tube grâce à des résultats numériques, analytiques et expérimentaux.

Mots clés : interface conique, frottement, MEF, modèle analytique, tribologie, assemblage fretté, retour élastique

Abstract

This thesis focuses on the modelling and simulation of phenomena associated with the loading of artillery projectiles. The conical connection formed by the shell and the tube as a result of loading is studied in detail.

By means of a finite element numerical study using Abaqus software, the behaviour of the conical connection was characterised by three distinct phases. During the penetration phase, *i.e.* assembly, the kinetic energy of the projectile is transformed into elastic deformation energy. The normal force caused by this deformation holds the projectile in place. Then, during the elastic return phase, the behaviour stabilises. Finally, during the extraction phase, i.e. disassembly, the assembly is slowly pulled out of its housing. This leads to partial sliding of the interface before complete disassembly.

Having identified these phenomena and dynamics numerically, a phenomenological model of the conical connection is proposed. This describes the overall behaviour of the connection and, thanks to a homogenisation process, takes into account local interface effects.

To carry out the numerical simulations, a simulation optimisation algorithm has been developed. Using Abaqus, it links simulations representing the same geometry with more or less densified meshes. During the loading simulation, it is used to adjust the quality of the discretisation as a function of the projectile/tube contact. The detection or loss of contact is used as a control variable for the sequence of calculations and the choice of mesh used. The position and velocity of the projectile are transferred between the various simulation stages. A contact pressure error estimator coupled with a remeshing system has been developed to optimise the solution obtained at the end of the simulation.

In addition, to support the modelling and validation approach, tests were carried out to identify the parameters of interest and verify the management of conical contact. A first-of-its-kind cone-on-cone test was carried out in the laboratory to study the behaviour of the interface experimentally.

All of this work has enabled us to validate the approach to modelling the interface formed by the projectile and the tube using numerical, analytical and experimental results.

Keywords: conical interface, friction, FEM, analytical model, tribology, shrink fit assembly, springback

Remerciements

Je tiens à remercier l'ensemble des membres du projet de thèse qui font de ce travail une œuvre collective :

En premier lieu, mon directeur de thèse Monsieur Frédéric LEBON. Il a su m'accompagner tout au long de ces trois ans et il a été un réel support pendant les moments difficiles. Sa joie de vivre, sa disponibilité et sa précision ont joué un rôle essentiel dans la réussite de ces travaux.

Dans un deuxième temps, Monsieur Iulian ROSU. Véritable présence au quotidien, il m'a formé sur de nombreux sujets et m'a guidé dans le déroulement de cette thèse. Les travaux de simulations sous Abaqus et les expériences sont majoritairement le fruit de notre travail d'équipe.

Ensuite, mon premier encadrant industriel Monsieur Corado NINGRE. Relai au sein de l'entreprise, il a beaucoup aidé sur l'obtention des différentes ressources nécessaire à la conduite de ces travaux. Sans sa présence et son dynamisme, le calendrier aurait été moins respecté et la thèse serait inachevée aujourd'hui.

Enfin, mon second encadrant industriel Madame Caroline GOUTAL. Reprenant le flambeau de Corado avec courage, elle a encadré la dernière année de thèse en y insufflant sa rigueur et sa précision. Les travaux y ont gagné en complétude et en précision.

Un grand merci pour tout le temps que vous m'avez accordé.

Je remercie l'ensemble des personnels KNDS qui m'ont épaulé pendant cette thèse. Vous avez joué un rôle déterminant dans ces travaux par votre analyses critiques et vos coups de main.

Je remercie l'ensemble du personnel du LMA pour leur accueil pendant ces trois. J'ai une pensée chaleureuse particulière pour Sophie STEINLIN, Laurent SABATIER, Philippe BINDZI et Vincent LONG avec qui nous avons réalisé, dans une bonne humeur certaine, le volet expérimental de cette thèse.

Je remercie monsieur René Billardon pour m'avoir proposé, lors du colloque «Mécamat Aussois2023 » l'idée de représenter la déformation des matériaux dans le modèle d'interface conique par un modèle élastoplastique avec écrouissage isotrope linéaire (*c.f.* partie *4.4*).

Enfin je remercie l'ensemble des personnes qui ont partagé ma vie pendant ces trois ans et qui m'ont toujours soutenu. Ma chère famille, mes chers amis, ces travaux sont aussi le fruit de votre présence dans ma vie.

Table des matières

Affidavit **2**
Liste de publications et/ou brevets et participation aux conférences **4**
Résumé **5**
Abstract **6**
Remerciements **7**
Table des matières **8**
Introduction Générale **11**
Chapitre 1. *Mise en contexte* **12**
1.1. Défis industriels de l'artillerie *12*
1.1. Tube d'artillerie *13*
1.2. Munitions d'artillerie *13*
1.3. Les ceintures d'obus *14*
1.3.1. Présentation 14
1.3.2. Fabrication de ceinture 16
1.4. La mise à poste (MàP) *18*
Chapitre 2. *Bibliographie* **19**
2.1. Introduction *20*
2.2. Mise à poste *20*
2.2.1. Simulations quasi-statiques 21
2.2.2. Simulations dynamiques 22
2.3. Tube d'artillerie *24*
2.3.1. Processus de prise de rayures 25
2.3.2. Encuivrage 29
2.3.3. Usure des tubes en service 29
2.4. Méthodes expérimentales en artillerie *32*
2.5. L'assemblage conique *40*
2.6. Le cuivre de ceinture *41*
2.6.1. Nuances matière utilisées 41
2.6.2. Comportement sous sollicitations dynamiques 44
2.7. Le contact *46*
2.7.1. Frottement 46
2.7.2. Usure 50
2.7.3. Adhésion 52

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

2.8. Mécanique de l'impact 53
2.9. Calcul éléments finis 54
2.9.1. Schéma de résolution 54
2.9.2. Types d'éléments 56
2.9.3. Gestions des contacts 58
2.10. Remaillage en éléments finis 60
2.10.1. p-méthode : 60
2.10.2. h-méthode : 60
2.10.3. s-méthode 62
2.10.4. r-méthode 63
2.10.5. Estimateur d'erreur 63
2.10.6. Méthodes Abaqus 65
2.11. Conclusion de la bibliographie 68

Chapitre 3. Simulation éléments finis du chargement 69

3.1. Introduction 70
3.2. Mise en données globale 70
3.2.1. Formulation du problème 70
3.2.2. Définition des géométries considérées 71
3.3. Simulations coincement final 73
3.3.1. Simulations axisymétriques 74
3.3.2. Simulations 3D 84
3.4. Simulations du chargement complet 88
3.4.1. Processus d'optimisation de la solution 89
3.4.2. Résultats 95
3.5. Conclusion sur la partie numérique 97

Chapitre 4. Modélisation analytique 98

4.1. Introduction 99
4.2. Présentation de la liaison 99
4.3. Modèle analytique 100
4.4. Présentation des paramètres 101
4.5. Cône élastoplastique idéal 104
4.5.1. Hypothèses 104
4.5.2. Résolutions 104
4.6. Prise en compte des procédés d'homogénéisation 109
4.6.1. Pénétration 109
4.6.2. Retour élastique 109
4.6.3. Extraction 110

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

4.7. Performances globales du modèle 112

Chapitre 5. Essais expérimentaux 113

5.1. Introduction 114
5.2. Caractérisations mécaniques 114
5.2.1. Tribologie 114
5.2.2. Elastoplasticité 121
5.3. Essais cône/cône 127
5.3.1. Spécifications 127
5.3.2. Moyens d'acquisitions 128
5.3.3. Résultats bruts 129
5.3.4. Comparaison au modèle analytique 133
5.4. Conclusion des essais 135

Conclusions et Perspectives 136
Bibliographie 138
Table des figures 146

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

Introduction Générale

Le secteur de l'artillerie, en occident, fait appel à des technologies de pointe. Les matériels disposent d'un grand degré de sophistication et de numérisation. La phase de chargement est critique pour ce genre de pièce ; chaque seconde gagnée peut sauver des vies. C'est pourquoi les limites technologiques sont sans cesse repoussées par l'industrie de la défense. Cette thèse participe à cette dynamique dans la mesure où elle s'intéresse à l'amélioration de la simulation et la modélisation de la liaison conique. Cette dernière étant au cœur du processus de chargement des projectiles d'artillerie.

Les travaux proposés dans ce manuscrit visent à améliorer la compréhension de l'assemblage cône sur cône dans son ensemble et ce quel que soit le domaine d'application. Ils proposent aussi des méthodes numériques généralistes pour le logiciel Abaqus. Cette étude s'articule de la manière suivante :

En premier lieu, le Chapitre 1. présente les éléments de contexte pour la compréhension des enjeux de la thèse.

Ensuite, le Chapitre 2. effectue une revue bibliographique large en balayant les recherches en artillerie, en tribologie, en matériau et en simulations numériques éléments finis.

Une fois le cadre posé, le Chapitre 3. propose une présentation des points clefs des simulations de chargement des projectiles. Les aspects de techniques numériques sont abordés de la définition du maillage à la définition des stratégies de contact en passant par le type de schéma de résolution employé. Ensuite, des exemples de résolution du problème de coincement sont proposés en axisymétrique et en 3D. Enfin, la phase globale de chargement est simulée par un algorithme de simulations en série et un estimateur d'erreur de contact couplé à un processus de remaillage est discuté pour optimiser le résultat final.

Dans le Chapitre 4. , un nouveau modèle analytique de l'interface conique est présenté. Cette modélisation permet d'expliquer et aussi de prédire, avec une certaine marge de précision, le comportement de l'assemblage cône sur cône du montage jusqu'au démontage.

Enfin, le Chapitre 5. présente les expériences conçues et réalisées pendant ces travaux. Des essais de traction et de tribologie ont été réalisés afin de déterminer certains paramètres clefs. De plus, un essai cône sur cône de grande taille a été réalisé afin de pouvoir vérifier la validité des modèles numériques et analytiques.

Cette thèse est le résultat d'un accord entre KNDS France et le laboratoire de Mécanique et d'Acoustique de Marseille (LMA) afin de développer ensemble des capacités en tribologie et en simulation mécanique. Ces travaux sont aussi financés dans le cadre CIFRE par le concours de l'Association Nationale de la Recherche et de la Technologie (ANRT).

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

Chapitre 1. *Mise en contexte*

Sommaire :

1.1. Défis industriels de l'artillerie 12
1.1. Tube d'artillerie 13
1.2. Munitions d'artillerie 13
1.3. Les ceintures d'obus 14
1.3.1. Présentation 14
1.3.2. Fabrication de ceinture 16
1.4. La mise à poste (MàP) 18

1.1. Défis industriels de l'artillerie

Le domaine de l'armement est en perpétuel essor. La France n'a cessé de développer de nouveaux matériels et de nouveaux systèmes d'armes afin de se doter de moyens pour répondre aux besoins à venir.

La doctrine française est la mobilité et le choc. Cette pensée infuse le tissu industriel et se reflète dans le développement. Il faut des matériels de cavalerie et d'artillerie toujours plus rapides, qui tirent toujours plus vite et toujours plus loin. L'exigence scientifique lors des développements de systèmes s'est aussi renforcée depuis les années 80. Les justifications techniques sont de plus en plus détaillées notamment en matière de sécurité. La simulation est l'une des parties de la réponse à ces enjeux. Elle permet de tester de nombreuses configurations environnementales et technologiques tout en limitant les coûts.

De manière générale, lors du processus de développement, on cherche une justification théorique qu'on vient étayer ensuite par des simulations pour enfin confirmer les résultats par des essais. Les essais sont la phase finale et la phase la plus importante du développement. Ils permettent de confronter les modélisations au réel et de mettre en exergue les limites d'application de celles-ci. Bien que nécessaires, les essais sont très couteux par rapport aux autres éléments du processus de développement. Il convient donc de limiter leur emploi lors du développement de produits et de les mettre en œuvre lors de la phase de validation au juste besoin.

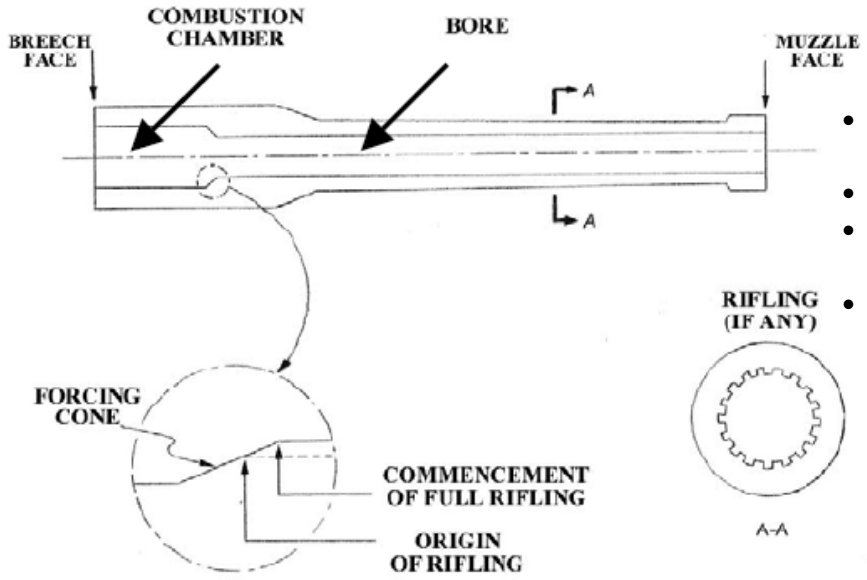
Ce projet de recherche, effectué en collaboration avec KNDS France, un industriel de la défense, s'inscrit pleinement dans ce cadre. Il a pour but d'augmenter la connaissance scientifique des phénomènes mis en jeu lors du chargement des obus de gros calibres et a pour objectif de permettre une montée en maturité sur certains systèmes de

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

chargement. Cette étude est une réflexion sur l'interaction entre le tube et la munition d'artillerie lors du chargement.

1.1. Tube d'artillerie

Le tube est l'élément dans lequel se déplace le projectile. Son profil intérieur est complexe et dépend des munitions employées. Globalement, le tube est composé d'un cylindre de diamètre important qui représente la chambre et d'un cylindre de diamètre plus faible qui représente l'âme du tube. Entre ces deux cylindres, il existe une géométrie complexe composée de plusieurs cônes dont le cône de forcement qui est le lieu du coincement de la munition lors du chargement (Hasenbein, 2003).



- *Combustion chamber*=Chambre ;
- *Bore*=âme ;
- *Forcing cone*=Cône de forcement ;
- *Rifling*=rayures.

Figure 1 : Profil basique de tube (Hasenbein, 2003).

Un tube peut être rayé ou non en fonction du type de munition qu'il est destiné à tirer. Les rayures sont des rainures hélicoïdales disposées au niveau de l'âme permettant la mise en rotation du projectile lors du tir. Chaque pays et industriel dispose de sa propre définition d'un tube de char et d'artillerie mais il existe une référence européenne issue du Joint Ballistic Management Board (Joint Ballistic Management Board , 2002).

1.2. Munitions d'artillerie

Une munition est composée de deux éléments fonctionnels principaux :

- Le projectile est la partie expulsée par le canon lors du tir et qui produira l'effet terminal. En général, le projectile de l'artillerie est l'obus.
- La charge est la partie consumée lors du tir. Les gaz produits par la combustion des poudres de la charge expulsent le projectile. La charge produit l'effet initial.

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

Il existe deux types de munitions en artillerie :

- La munition encartouchée : le projectile est inséré dans une douille remplie d'un explosif appelé charge. Cette charge va se consumer lors du tir pour permettre la mise en mouvement du projectile. À la fin du tir, la douille reste dans la chambre du canon.
- La munition en éléments séparés : l'obus est chargé en premier puis on introduit la ou les charges propulsives dans le canon. Les charges peuvent être sous forme de cylindres solides ou de sachets appelés gargousses. À la fin du tir, il ne reste plus rien dans la chambre du canon.

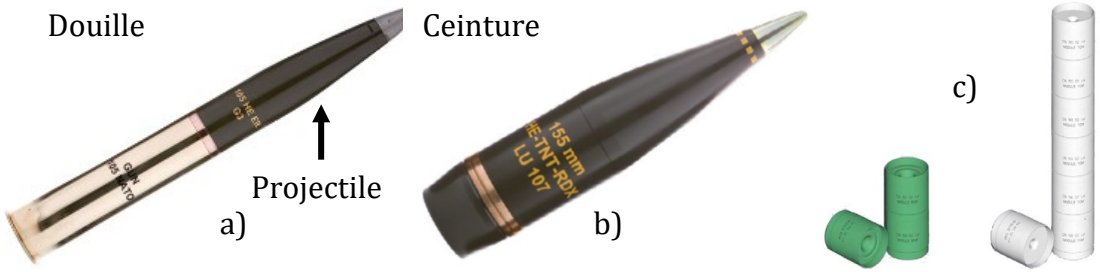


Figure 2 : a) Munition de $\emptyset 105mm \sim 13kg$ / b) Projectile de $\emptyset 155mm \sim 42kg$ / c) Charges modulaires de $\emptyset 155mm$ (Nexter Munitions, 2018).

Le projectile est l'élément mobile lors du chargement. C'est lui qui va s'enfoncer dans le tube. De manière générale, les projectiles disposent d'un anneau en métal mou, appelé ceinture (*c.f.* Figure 2), disposé sur l'arrière qui leur permet de se coincer dans le tube.

Dans le cadre de cette thèse, les projectiles étudiés sont ceux des munitions en éléments séparés utilisés pour les artilleries de campagne. Le M107 est un obus très répandu dans les armées occidentales et il peut être considéré comme le mètre étalon de la discipline. Ses caractéristiques peuvent se trouver dans la littérature (Khalil, et al., 2009). Le comportement des obus lors du tir est un sujet d'étude depuis au moins les années 60. Les publications de l'armée américaine de cette époque s'intéressent notamment aux performances des profils de ceinture (Hantho, 1963). Ces travaux font principalement état de balistique intérieure ; c'est-à-dire l'analyse des interactions projectile/tube après la mise à feu des charges. Ces travaux étudient ce qu'il se passe après le chargement et ne s'intéressent donc pas aux mêmes phénomènes que cette thèse.

1.3. Les ceintures d'obus

1.3.1. Présentation

La ceinture d'obus est une pièce en métal déformable qui forme un anneau au ¾ arrière de l'obus. De nombreux matériaux peuvent être utilisés pour la réaliser. Cependant, la majorité des obus du marché dispose de ceintures en alliage de cuivre. La plupart du temps, la ceinture est montée à la presse sur le corps d'obus à partir d'une ébauche cylindrique puis un profil particulier est usiné sur celle-ci pour la rendre fonctionnelle.

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

Le profil de ceinture est complexe et est composé d'une succession de cônes et de cylindres. Des exemples sont visibles sur la Figure 3. Cette géométrie complexe répond à de multiples besoins apparaissant lors des différentes phases de vie de l'obus.

En général, le cône le plus important sert au coincement dans le tube lors de la phase de chargement. La déformation du cône de la ceinture dans le tube permet de former une liaison complète et étanche.

La ceinture dispose aussi souvent d'une gorge qui facilite la déformation de la matière de la ceinture vers l'arrière. En effet, lors de la phase de tir, l'obus est poussé le long du tube. Lors de ce trajet, la ceinture se déforme sous les actions mécaniques et thermiques. Le tube imprime sa section sur la ceinture ; le diamètre global de la ceinture est réduit et les rayures du tube, s'il y en a, creusent des sillons dans la ceinture. Les rayures sont légèrement inclinées pour entrainer la rotation de l'obus. Cette rotation permet de stabiliser le projectile en vol grâce à l'effet gyroscopique. En matière d'obus, les enjeux décrits dans les années 30 sont toujours d'actualité (Slover, 1937).

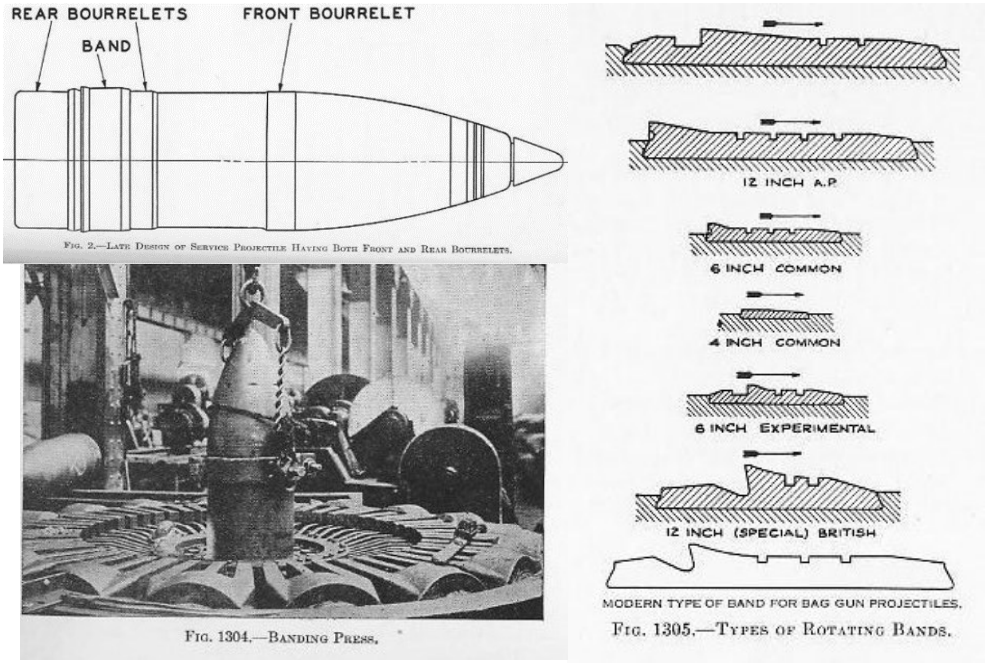


Figure 3 : Planches, décrivant un obus, le sertissage de la ceinture et différents types de ceintures (Slover, 1937).

La ceinture transmet les couples de mise en rotation de l'obus. Elle est soumise à d'importants efforts de déformation et d'usure. Plus la portée augmente, plus les poudres utilisées sont puissantes, entrainant ainsi des contraintes toujours plus fortes sur la ceinture (Lisov, 2006) (M. A. Minnicino, 2015). Pour chaque munition, il existe une vitesse de rotation nominale de l'obus en sortie de canon ; si la vitesse obtenue en sortie est trop différente de celle-ci, des comportements parasites défavorables à la précision apparaissent. À courte portée, une vitesse de rotation trop faible entraine une perte de précision importante alors qu'à longue portée, c'est une vitesse de rotation trop élevée qui sera la plus pénalisante. La maîtrise de la vitesse de rotation est donc cruciale (Slover, 1937).

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

L'usure et la déformation de ceinture sont fortement influencées par la température de la ceinture. L'augmentation de température est liée aux frottements extrêmes lors du parcours du tube, aux déformations extrêmes du cuivre ainsi qu'aux gaz chauds issus des charges (Lisov, 2006).

Dès les années 80, les ceintures en cuivre et ses alliages étaient utilisées mais aussi des ceintures en polymère ou en plastique étaient à l'étude (Stiffler, 1984). Ces ceintures particulières sont aujourd'hui employées sur des munitions complexes et coûteuses comme par exemple la munition américaine « Excalibur ». L'emploi d'une ceinture polymère permet de limiter l'usure des tubes et aussi d'avoir des ceintures « dérapantes » qui malgré la prise de rayures, n'entrainent pas le projectile en rotation. Certains projectiles, comme les flèches, guidés par des empennages ou d'autres dispositifs ne peuvent exploiter l'effet gyroscopique. C'est la même raison qui explique l'existence de tubes lisses notamment employés dans les chars (Balla, et al., 2013).

1.3.2. Fabrication de ceinture

La ceinture des obus est un élément relativement fragile lors du tir et fait toujours l'objet d'étude. La recherche s'oriente sur deux axes principaux : le développement de nouveaux matériaux de ceinture et l'utilisation de nouvelles méthodes d'assemblage.

Les principaux matériaux de ceintures en service et à l'étude sont les suivants (M. A. Minnicino, 2015) (Schupfer, et al., 2001):

- Cuivre pur,
- Alliage de cuivre : laiton (cuivre-zinc) ou bronze (cuivre-étain) ;
- Plastiques (polyéthylènes) ;
- Nickel – à l'étude ;
- Titane – à l'étude ;
- Fibres de carbones renforcées – à l'étude.

Les ceintures sont montées sur le corps d'obus en acier en utilisant différents procédés :

- Par procédé de forgeage radial ;
- Par procédé de soudure en couches ;
- Par frettage thermique ;
- Par spray à froid.

Le procédé de forgeage radial est le plus couramment utilisé. Il fonctionne pour la plupart des matériaux métalliques et reste relativement peu onéreux. Les procédés plus complexes de soudure en couches et de frettage thermique sont plus adaptés pour des matériaux de ceinture plus exotiques comme le carbone mais restent utilisables pour les matériaux de ceinture plus classiques surtout lors de la réalisation de petites séries.

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

Le procédé de dépose en spray à froid est novateur pour la production de ceinture. Il permet de déposer en couches des matériaux métalliques directement sur le corps d'obus. L'ébauché de ceinture est imprimé sur l'obus. Le procédé est visible sur la Figure 4 (M. A. Minnicino, 2015).

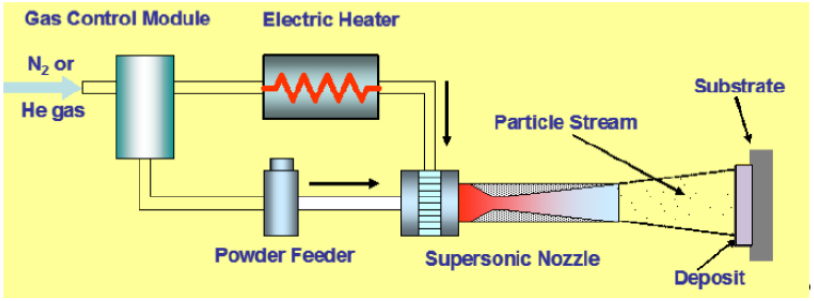


Figure 4 : Procédé de dépose à froid (M. A. Minnicino, 2015).

Grâce à ce procédé, il est possible d'envisager l'aluminium à la place de l'acier en tant que matériau du corps d'obus. Un projectile en aluminium serait plus léger, aurait des caractéristiques aérodynamiques supérieures et serait moins létal. Des applications spécifiques comme le combat des feux de forêt nécessite une létalité minimale (de Almeida, 2016). L'objectif est alors est d'éteindre un incendie forestier en tirant au canon dessus avec des obus chargés d'un mélange d'extinction ou de retardant.

Une fois l'ébauché obtenu par forgeage, par soudure ou par dépôt, il est usiné. Le profil final prend des formes variées mais il est principalement composé de cônes, de gorges et de portées cylindriques. La Figure 5 montre des exemples de profils de ceinture modernes. Le profil type du « M107 » sera particulièrement étudié durant ces travaux.

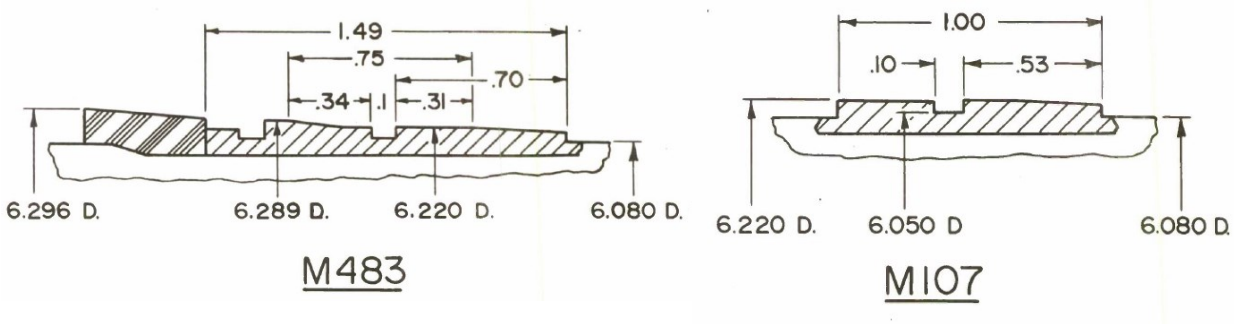


Figure 5 : Profils de ceinture (Montgomery, 1976) (cotes en pouces).

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

1.4. La mise à poste (MàP)

La mise à poste est l'action de charger un projectile dans un tube. Une fois que le projectile est à poste, il est prêt à être tiré.

Une mise à poste correcte assure la sécurité de la suite de la séquence de tir. Dans cette situation, le projectile et sa ceinture assurent l'étanchéité de la chambre lors du tir. La liaison formée est un encastrement conique par frettage de la ceinture dans le tube. En effet, la surface de contact formée par les deux géométries est un cône. Les performances attendues d'un système de chargement (mise en position du projectile, cadence, …) sont similaires qu'il s'agisse d'une artillerie de char ou de campagne (Balla, et al., 2013).

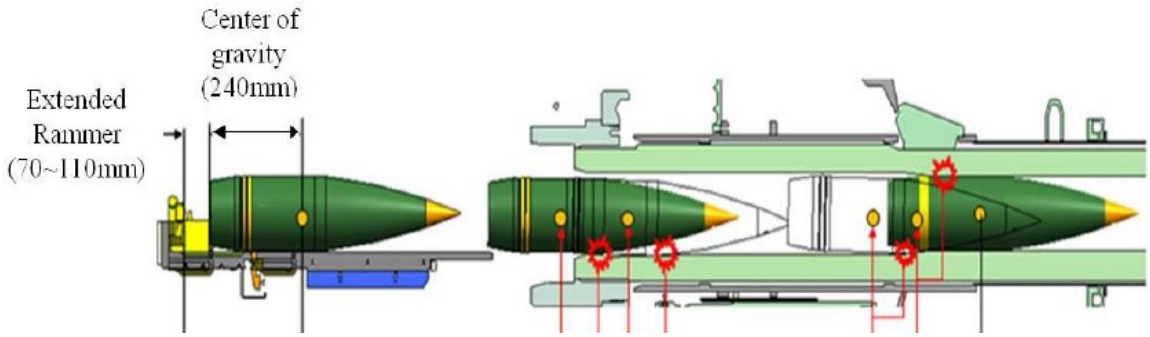


Figure 6 : Trajet de MàP (Ra-Byeol, et al., 2018).

La Figure 6 illustre le trajet classique du projectile lors de la mise à poste. Le chargement est réalisé de la gauche vers la droite. Le système de chargement va mettre en mouvement le projectile qui va entrer dans la chambre puis se déplacer dans celle-ci juste qu'à rencontrer le rétrécissement conique qui sert à coincer la munition. Le coincement se produit lorsque le choc a lieu entre la ceinture du projectile et le cône de forcement du tube. Pendant le parcours du tube, l'obus rebondi plusieurs fois dans le tube. Ces rebonds non maitrisés génèrent une forme d'aléatoire lors du chargement.

Une grande partie des travaux de recherche s'oriente sur le développement de systèmes de mise à poste capables d'effectuer très rapidement la séquence de chargement. Cette recherche de la performance nécessite une compréhension de plus en plus fine des phénomènes en jeu lors de cette phase.

Lors du chargement, le risque principal est la retombée d'obus. Celle-ci crée un accident de tir qui met en danger les servants du canon. La séquence de tir est bloquée et le canon peut ne plus être en sécurité (Ra-Byeol, et al., 2018). Des recherches, souvent confidentielles, sont conduites pour comprendre les phénomènes parasites et réduire au maximum le taux de retombée. Cette thèse s'inscrit dans cette démarche d'amélioration de la maitrise de la phase de mise à poste par la modélisation du comportement du projectile soumis à des chocs multiples lors de la phase de chargement.

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

Chapitre 2. *Bibliographie*

Sommaire :

2.1. Introduction *20*
2.2. Mise à poste *20*
2.2.1. Simulations quasi-statiques 21
2.2.2. Simulations dynamiques 22
2.3. Tube d'artillerie *24*
2.3.1. Processus de prise de rayures 25
2.3.2. Encuivrage 29
2.3.3. Usure des tubes en service 29
2.4. Méthodes expérimentales en artillerie *32*
2.5. L'assemblage conique *40*
2.6. Le cuivre de ceinture *41*
2.6.1. Nuances matière utilisées 41
2.6.2. Comportement sous sollicitations dynamiques 44
2.7. Le contact *46*
2.7.1. Frottement 46
2.7.1.1. Modélisation de Coulomb 47
2.7.1.2. Valeurs de μ 47
2.7.1.3. Mesures de coefficients de frottements de projectile 48
2.7.2. Usure 50
2.7.3. Adhésion 52
2.8. Mécanique de l'impact *53*
2.9. Calcul éléments finis *54*
2.9.1. Schéma de résolution 54
2.9.2. Types d'éléments 56
2.9.3. Gestions des contacts 58
2.10. Remaillage en éléments finis *60*
2.10.1. p-méthode : 60
2.10.2. h-méthode : 60
2.10.2.1. Correction de défaut local 61
2.10.3. s-méthode 62
2.10.4. r-méthode 63
2.10.5. Estimateur d'erreur 63
2.10.6. Méthodes Abaqus 65
2.11. Conclusion de la bibliographie *68*

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

2.1. Introduction

Dans cette partie bibliographique, on s'attachera à étudier l'ensemble des éléments et des phénomènes liés à la mise à poste (MàP). Comme ce sujet particulier est peu documenté, les thématiques connexes liées au comportement des tubes lors du tir comme la prise de rayures et la balistique intérieure seront aussi étudiées. Ensuite, le champ d'investigation sera élargi en présentant les éléments de modélisation disponibles concernant l'assemblage cône sur cône, la déformation du cuivre, la tribologie et la mécanique d'impact. Enfin, un volet numérique sera présenté. Il s'attachera à introduire la méthode des éléments finis, les techniques de remaillage et les estimateurs d'erreur associés.

2.2. Mise à poste

À notre connaissance, peu d'articles s'intéressent à l'étude du chargement des munitions. Les rares références trouvées se cantonnent à l'étude d'un système de chargement particulier comme celui du K-55A1 (une artillerie coréenne de 155mm) (Ra-Byeol, et al., 2018), du T72 (char soviétique) (Balla, et al., 2013) (Balla, et al., 2015) ou du SPH mod. 77 (une artillerie tchèque de 152mm) (Balla, 2008) (Balla, et al., 2011) (*c.f.* Figure 7).



Figure 7 : Photos issues des sites worlddefencenews et Wikipedia.
a) K-55A1 / b) T72 / c) SPH mod. 77

L'objectif principal de ces études est de limiter les mauvais chargements caractérisés par une retombée d'obus. Le critère de risque de chute est défini, dans la littérature, comme (Balla, et al., 2015) :

$$F_{\text{ex}} < 5 m_{\text{obus}} g \tag{2-1}$$

où F_{ex} est l'effort de décoincement *i.e.* l'effort nécessaire pour démonter le projectile chargé, m_{obus} est la masse de l'obus et g l'accélération de pesanteur. Ce critère de « cinq fois le poids » est issu des bonnes pratiques de l'industrie pour prendre en compte les marges de sécurité. Il n'est pas issu d'une démonstration théorique.

Pour déterminer la qualité des chargements, des études numériques ont été conduites avec le logiciel ANSYS afin d'observer les phénomènes mis en jeu. Dans un premier temps, une approche quasi-statique permet de caractériser finement la formation de la liaison obus/tube ainsi que son comportement lors du démontage (Balla, et al., 2011). Dans un second temps, une approche dynamique permet d'observer le parcours de l'obus dans le

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

tube caractérisé par un certain nombre de rebonds (Ra-Byeol, et al., 2018) puis un choc final violent (Balla, et al., 2013). Cette approche double sera reprise dans cette thèse.

2.2.1. Simulations quasi-statiques

L'approche quasi-statique permet d'étudier le lien entre coincement et décoincement sans prendre en compte les effets dynamiques. Dans ce type d'étude, les valeurs les plus importantes sont l'effort de coincement (F_{Ram}) et l'effort de décoincement (F_{Ext}).

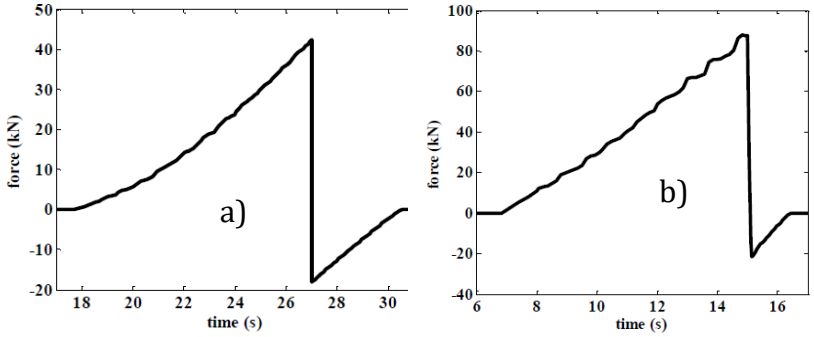


Figure 8 : Courbes d'effort lors d'un cycle coincement/décoincement (Balla, et al., 2011). a) dans un tube de SPH 77 (artillerie) / b) dans un tube de T72 (char)

La Figure 8 montre que pour deux systèmes de chargement différents et pour deux couples tube/munition différents, les courbes obtenues au chargement sont similaires. Elles sont toutes deux composées d'une montée en effort quasiment linéaire suivie d'une chute violente. Il convient de noter que, dans les deux cas, l'interface de contact entre le projectile et le tube est conique.

Driving band material	F_{Ram}		F_{Ext}	
	SPH 77	T72	SPH 77	T72
Cu	42396	88159	17988	21730

Figure 9 : Résultats de simulations de MàP (Balla, et al., 2011) (valeurs en N).

Les données issues de la Figure 9 montrent que l'effort de décoincement est inférieur à l'effort de coincement pour les munitions d'artillerie et de char disposant d'une ceinture en cuivre. Pour ces valeurs, on note que :

$$\left.\frac{F_{\mathrm{Ext}}}{F_{\mathrm{Ram}}}\right|_{\mathrm{SPH77}} = 0.42 \qquad (2\text{-}2)$$

$$\left.\frac{F_{\mathrm{Ext}}}{F_{\mathrm{Ram}}}\right|_{\mathrm{T72}} = 0.25 \qquad (2\text{-}3)$$

Dans un système de chargement de projectile, il semble donc que l'effort de décoincement est inférieur à la moitié de l'effort utilisé pour coincer la munition. Ce rapport entre les *extrema* des efforts de la liaison projectile/tube sera particulièrement étudié durant cette thèse.

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

2.2.2. Simulations dynamiques

L'approche dynamique permet d'étudier plus en détails le parcours du projectile durant la phase de vol libre. Celle-ci montre que lors de cette phase, plusieurs rebonds contre le tube se produisent. Ces contacts projectile/tube augmentent la perte de vitesse de l'obus et entrainent une modification de son inclinaison (Ra-Byeol, et al., 2018).

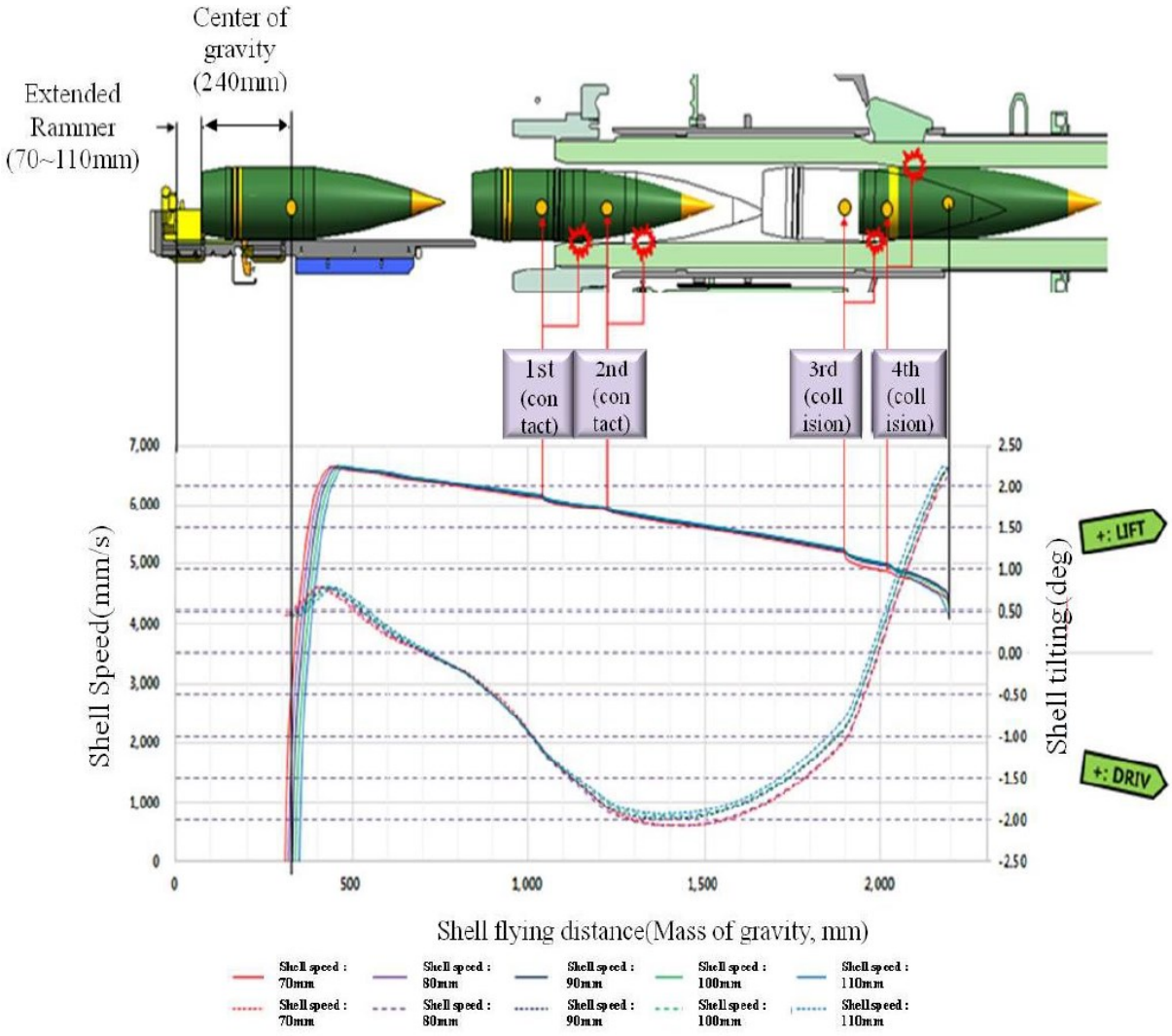


Figure 10 : Parcours de l'obus lors du chargement (Ra-Byeol, et al., 2018).

La Figure 10 montre que lors du parcours du tube par l'obus, celui-ci rebondit plusieurs fois. Chaque choc entraine une perte de vitesse et peut entrainer un changement de l'orientation de l'obus dans le tube. De manière cumulée, le projectile a perdu 33% de vitesse durant la phase de vol libre dont plus de 15% imputables aux contacts. De son côté, l'inclinaison de l'obus a oscillé entre de $-2°$ et $+2°$. Cette figure illustre bien que lors de cette phase, l'obus est totalement libre dans son comportement entrainé seulement par son inertie.

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

La simulation dynamique permet aussi de simuler la phase d'accroche finale du projectile avec le tube. Ce choc de coincement est un arrêt brutal du projectile dans sa course passant d'une vitesse de plusieurs mètres par seconde à une vitesse nulle après amortissement des oscillations (Balla, et al., 2013). Ce choc cône sur cône forme la liaison étudiée.

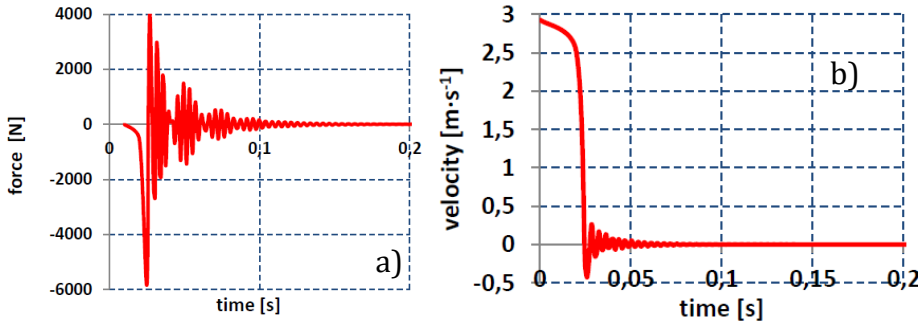


Figure 11 : Courbes simulées de coincement dans un tube usé de T72 (Balla, et al., 2013).
a) $force\ de\ réaction(temps)$ / b) $vitesse\ du\ projectile(temps)$

La Figure 11 montre le comportement dynamique du projectile lors du coincement final. Le choc produit des oscillations amorties d'effort et de vitesse. Elles sont dissipées en moins de $0.1s$.

Pour vérifier la validité des résultats issus des simulations, des campagnes de mesures sur les systèmes ont été réalisées. Selon les auteurs, les comparaisons effectuées donnent du crédit aux simulations. Par exemple, la Figure 12 montre que les calculs de Balla *et al.* reproduit la dynamique générale de la phase d'extraction du projectile du tube. Les détails de calcul ne sont pas communiqués.

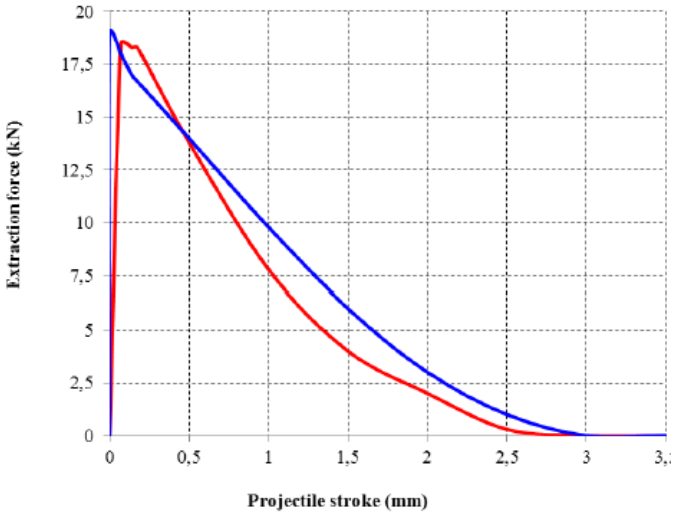


Figure 12 : Variation de l'effort lors du décoincement d'une munition de T72
Valeurs mesurées / Valeurs calculées (Balla, et al., 2013).

Ces comparaisons restent malheureusement peu nombreuses et ne concernent pas la phase de chargement en dynamique.

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

2.3. Tube d'artillerie

Le tube, élément principalement sollicité lors du tir, est fait en acier hautes performances. La partie intérieure du tube doit pouvoir résister dans la durée à des contraintes très importantes. Pour améliorer ses caractéristiques mécaniques en surfaces et limiter l'usure et l'encuivrage (Armad & Picard, 1970), au moins deux techniques sont communément utilisées : le dépôt de chrome ou l'auto-frettage. L'auto-frettage est une technique industrielle au cours de laquelle l'intérieur du tube est plastifié lors de la production. Le tube obtenu dispose alors d'une plus large gamme de travail élastique. Ainsi, il est souvent admis que le tube ne subit qu'une déformation purement élastique définie par le module d'Young et le coefficient de Poisson lors de la phase de chargement et lors de la phase de tir (Xin, et al., 2021).

MATERIALS PROPERTIES

	Tungsten ** Comm. Pure.	Gun Steel*** 4150
Density g/cm^3 (lb/in.^{3})	19.3 (0.70)	~7.8 (.28)
Impact Str. (Charpy) kg-m (ft-lb)		1.4 (10)
Tens. Yield Str. kg/cm^2 (ksi)	15500 (220)	8930 (127)
UTS kg/cm^2 (ksi)	15500 (220)	9910 (141)
Elongation (%)	0—95	19
Red. of Area (%)	0—46	56
Melting Point (^{o}C)	3410	~1510
Melting Point (^{o}F)	6170	~2750
Spec. Heat C_p (cal/g/^{o}C)	0.033	0.10—0.11
Spec. Heat (BTU/lb/^{o}F	0.033	0.10—0.11
Therm. Cond. (cal/cm^2/cm/^{o}C/sec)	~0.40	~ 0.1
Therm Cond. (BTU/hr/ft^2/^{o}F/ft)	~31.5, 96.9	~8
Coeff. of Thermal Exp. (^{o}Cx10^{-6})	~ 4.5	~11
Coeff. of Thermal Exp. (^{o}Fx10^{-6})	~2.5	~ 6
Hardness R_C (DPH)	Plating 40-60 (393-695)	30 (301)
Coeff. of Friction μ_s (μ_k)*		0.58
Hemispherical Total Absorptance α	RT 0.022, 1600°C 0.27	RT ~0.50
Atom Diameter (Å)	2.82	2.52
Crystal Structure	BCC, Cub. Diam.	BCC,
Ductile-Brittle Trans.	(VPP) 130-270 (265-510)	540—815 (1000—1500)
Recrystallization Temp. ^{o}C (^{o}F)	>1260 (>2300)	>840 (>1550)
Cost ($/lb)	2.00—40.00	0.50
Heat of Form. of Oxide (kcal/mol)	WO_2 130.5	Fe_2O_3 198.5
Velocity of Sound (10^{3}ft/sec)	14.0	16.7

* Against same material (steel against bronze 0.12)
** Tungsten properties vary in literature depending on preparation and thermal history
*** 4150 steel mechanical properties given for "as forged" condition.

Figure 13 : Données matériaux de tube (Armad & Picard, 1970).

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

2.3.1. Processus de prise de rayures

Les tubes d'artillerie d'intérêt pour cette thèse sont équipés d'un ensemble de rainurages hélicoïdaux dans le canon appelé rayures. L'interaction entre la ceinture et les rayures est complexe et a fait l'objet de nombreuses études. Celles-ci se sont particulièrement intéressées aux mécanismes de prise de rayures lors du tir, c'est-à-dire à la mise en rotation du projectile et à la déformation de sa ceinture lors de la mise à feu des charges. On trouve dans la littérature des exemples variés que ce soit en types de systèmes ou en types de munitions employés.

Le processus de prise de rayures est le suivant :

1. Le projectile est poussé par les gaz issus de la combustion des charges ;
2. Le projectile rentre en contact avec les rayures et la déformation de la ceinture est amorcée ;
3. Le projectile commence à translater dans les rayures et est entraîné en rotation ;
4. La prise de rayures est complète lorsque le projectile atteint une vitesse seuil : il n'y a plus de déformation de la ceinture mais le projectile continue à parcourir le tube.

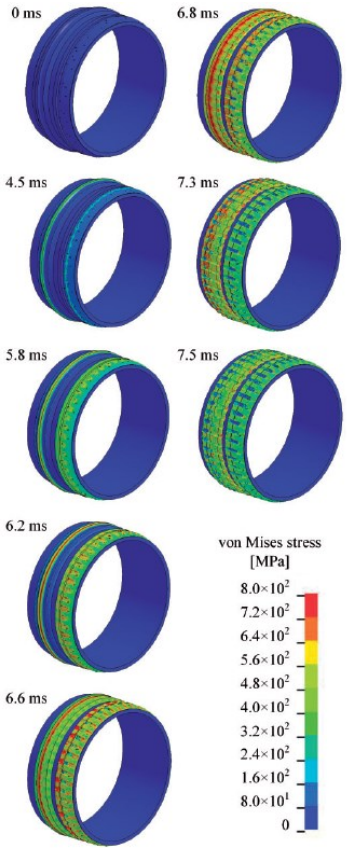


Figure 14 : Déformées successives lors de la prise de rayures (Sun, et al., 2015).

Ce processus est étudié principalement par simulations éléments finis (Chen, 1999) (Sun, et al., 2015) (Xin, et al., 2021). L'objectif est d'obtenir, après tir, des déformées de ceinture semblables à celles observées expérimentalement. Ces modélisations permettent d'étudier les caractéristiques importantes des ceintures d'obus pour améliorer leurs performances et notamment leur tenue au tir. Elles permettent aussi d'étudier les transferts d'énergie lors du tir afin de minimiser les frottements et d'optimiser la conversion d'énergie chimique des poudres en énergie cinétique du projectile. Pour les munitions au standard OTAN comme la munition M107, les étapes 1 et 2 sont confondues : dans les systèmes occidentaux, la munition à poste est directement en contact avec le cône et les rayures.

La vitesse de rotation du projectile en sortie de tube est liée à la vitesse de translation du projectile ainsi qu'aux paramètres du tube :

$$\omega = \frac{2\pi}{\Gamma d} v \tag{2-4}$$

où ω est la vitesse de rotation du projectile (rad/s), Γ est la vitesse de rotation des rayures (calibres/révolutions), v est la vitesse de translation du projectile (m/s) et d le diamètre du projectile. Cette loi est vérifiée expérimentalement notamment pour les

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

tubes d'artillerie de 155mm (M. A. Minnicino, 2015). Il convient de toujours garder en tête l'existence de cette vitesse de rotation en plus de la vitesse axiale lors de l'étude de l'interaction ceinture/tube après la mise à feu des charges. Dans le cadre de cette thèse, l'interaction avec la partie rayée du tube est extrêmement limitée et la rotation du projectile suivant l'axe du tube est considérée comme négligeable.

Le phénomène d'impression des rayures dans la ceinture, appelé aussi phénomène de gravure, a été aussi étudié expérimentalement. En effet, la littérature fait état d'études de gravure pour des munitions de petit calibre (South, et al., 2009), pour des projectiles de char tirée dans un tube rayé droit (WU, et al., 2014) ainsi que pour des munitions d'artillerie (Hartman, 1973). Une perte de masse et donc de matière lors des essais de gravure a été observée en quasi-statique et lors des tirs en conditions réelles. Il semble donc que l'interaction entre le projectile et le tube entraine un usinage du projectile : un dépôt de cuivre apparait au niveau du cône de forcement ainsi que tout le long du tube. L'enlèvement de matière semble être corrélé avec la longueur de parcours du projectile dans le tube (South, et al., 2009). Certaines simulations ont permis d'observer que lors du processus de gravure, les rayures coupent la matière des éléments de ceinture et les cônes écrasent la matière (Xin, et al., 2021).

Les premiers documents disponibles en artillerie moderne sont des rapports d'études de l'armée américaine. Dès les années 70, on s'intéresse à l'évolution de la force de gravure lors de la prise de rayure (Hartman, 1973). Sur diverses munitions, une double approche est employée : simulations numériques et expérimentations de la gravure quasi-statique dans des tubes. Ces premiers travaux permettent de montrer que la pression de contact dépend principalement des propriétés mécaniques de la ceinture et pas de la raideur de la munition. La Figure 15 montre l'évolution de la pression sur la ceinture lors de la prise de rayure en fonction du déplacement. La pression augmente linéairement avec le déplacement sur la première partie des courbes.

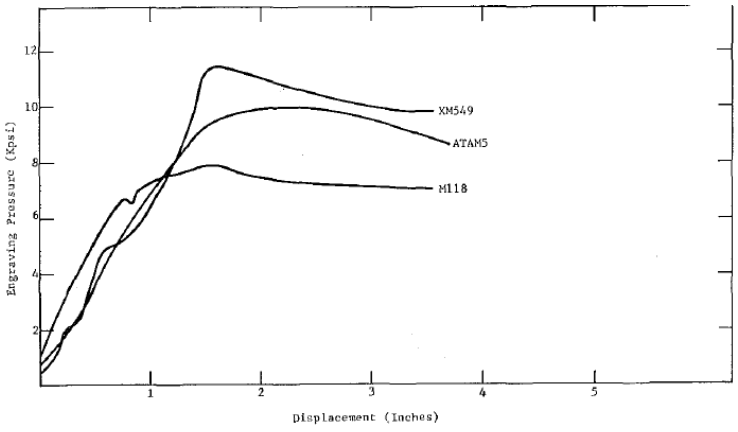


Figure 15 : Gravure quasi-statique des munitions de 155mm (Hartman, 1973).

Lors de ces essais, les projectiles sont enfoncés d'environ 130mm. La MàP s'effectuant sur quelques millimètres, le début des courbes sera principalement considéré dans cette

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

thèse. La caractérisation de la pression de contact en fonction de l'enfoncement pour des petits déplacements est un des enjeux majeurs de la MàP.

En prenant des hypothèses fortes, un lien entre pression de contact uniforme et pression de gravure est établi :

$$P_c = \frac{P_g A}{\mu w (l_c + l_r) N} \tag{2-5}$$

avec P_c la pression de contact, P_g la pression de gravure, A la surface du culot du projectile, w la longueur axiale de la ceinture, N le nombre de rayures et l_c et l_r les largeurs respectives des cloisons et rayures (Hartman, 1973).

Autour des années 2000, en s'appuyant sur la notion de pression de gravure, la déformée de la ceinture lors de son passage est étudiée. Tout d'abord la déformation dans le cône de forcement puis celle dans des tubes rayés (Chen, 1999) (Chen, 2001). Le but de ces études est d'établir les causes de casse de certaines ceintures lors du tir. Dans ces simulations effectuées sous Abaqus, la ceinture est un corps déformable mais les corps du projectile du tube sont rigides. Le profil de ceinture est simplifié certainement pour des considérations de temps de calcul. La Figure 16 présente les évolutions de la pression de contact lors de l'avancement du projectile. Les profils de pression au cours du déplacement du projectile ne sont pas uniformes. La répartition de la pression de contact est fortement hétérogène : la pression au pic est environ cinq fois plus élevée que la pression aux bords. De plus, la distribution n'est pas identique entre le contact en fond et en sommet de rayure. Il conviendra donc de modéliser finement les rayures pour obtenir un contact simulé représentatif de la réalité.

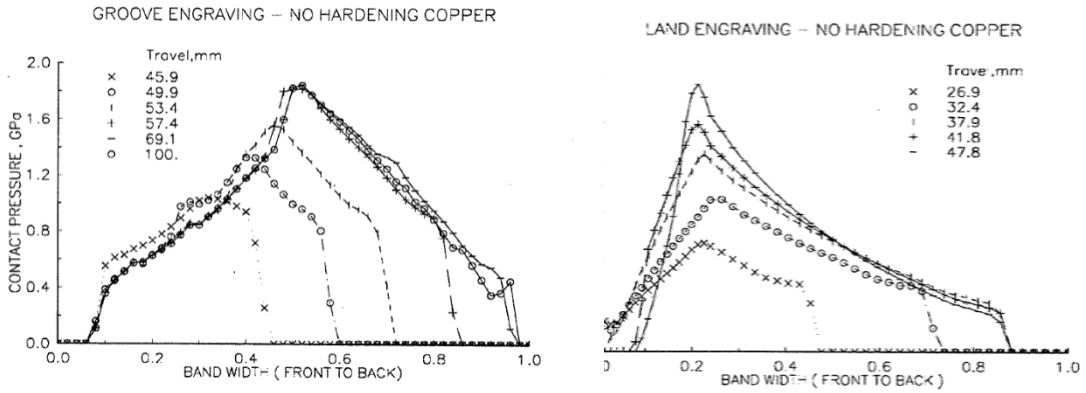


Figure 16 : Courbes de distribution de pressions de contact (Chen, 2001) .

Un des points remarquables de cette étude est la prise en compte d'un coefficient de frottement dynamique très faible. En effet, dans cette simulation, on a $\mu_{\mathrm{d}} = 0.01$ et $\mu_{\mathrm{s}} = 0.1$ entre le tube et le projectile. La prise de rayures est considérée comme un phénomène dynamique et non pas comme une suite d'évènements quasi-statiques. Il convient donc de différencier la phase de coincement en dynamique et la phase de décoincement en statique. (Chen, 1999).

Dans les années 80, la littérature proposait un coefficient de frottement dynamique de 0.15 à 0.20 entre le tube et le projectile. Cependant, ces valeurs étaient bien supérieures

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

aux valeurs observées lors de tirs instrumentés, aux alentours de 0.015 pour un projectile de 155 mm tiré dans un tube de M185 (Montgomery, 1976). Des éléments de réponses à ces observations seront apportées au fil des années (Montgomery, 1985). En effet, de manière évidente le cuivre se déforme lors du tir et lors du passage dans les rayures du tube (WU, et al., 2014). On assiste alors à une déformation mécanique de la ceinture qui glisse dans les rayures de manière auto-lubrifiée ; sous les effets mécaniques et thermiques, un fin film liquide apparait entre les deux surfaces de contact réduisant le coefficient de frottement (Montgomery, 1976).

Cette notion de glissement sur un matériau fondu en film au point de contact a été mise en évidence dans les années 60 (Bowden & Tabor, 1964) mais elle a continué à être discutée jusque dans les années 80-90 (Montgomery, 1983) (Stiffler, 1984). Pour illustrer un cas de contact et de frottement entre deux solides avec un film liquide venant lubrifier le contact, l'exemple de la glace est idéal. Depuis le 19ème siècle, l'étude du frottement sur la glace a fait l'objet d'études régulières. Après de nombreuses propositions, le monde de la recherche semble converger vers une explication : le solide est entouré d'un film liquide à des températures inférieures à la température de fusion (Rosenberg., 2005). Donc le film liquide autour de la glace existe à des températures inférieures à 0°C. Entre -35°C et 0°C, il peut exister un film d'eau autour de la glace de l'ordre de 1 à 10 nm. Il semble possible d'observer ce même phénomène pour les métaux et plus globalement pour la plupart des matériaux. Par exemple, dans le cas du plomb, un film liquide nanométrique apparait autour de 307°C alors que la température de fusion est de 327°C. Cette observation a été effectuée en mesurant la dispersion d'un flux d'ions projeté sur le plomb. On peut alors supposer que dans des cas extrêmes de sollicitations de température du tube, un fin film de liquide se forme autour de la ceinture une fois la mise à poste effectuée. Il semble peu probable que ce phénomène apparaisse lors d'un chargement nominal car le projectile ne reste que peu d'instants en contact avec le tube.

Les travaux de balistique intérieure ont permis d'établir de nombreuses équations tout au long du cycle de tir d'un canon. L'un des résultats fondamentaux issu de ceux-ci, est l'équilibre des énergies lors du tir (Armad & Picard, 1970).

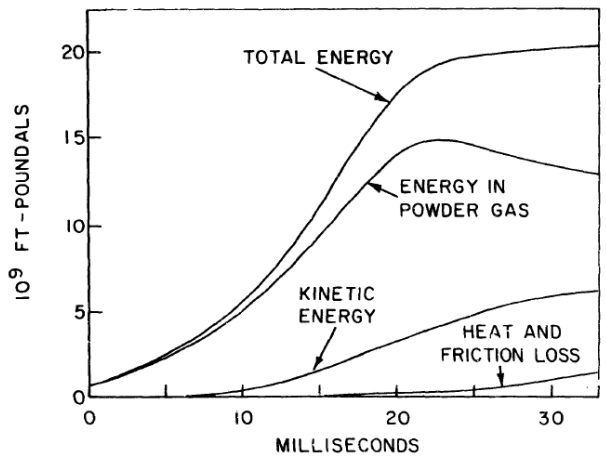


Figure 17 : Distribution d'énergies lors du tir (Armad & Picard, 1970).

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

La Figure 17 montre la distribution d'énergie lors du tir en fonction des différents phénomènes mis en jeu. On observe que la majorité de l'énergie ne sert pas à faire avancer le projectile et qu'il y a une perte non négligeable d'énergie due aux échauffements et aux frottements. La modélisation actuelle des effets abonde dans ce sens et insiste sur certains effets couplés (Xin, et al., 2021). Ainsi chaque tir entraine des phénomènes d'usure du tube et un certain nombre de dépôts dont de la matière issue de la ceinture.

2.3.2. Encuivrage

Lors du tir des munitions avec des ceintures en cuivre ou laiton, un phénomène d'encuivrage est observé. Tir après tir, du cuivre se dépose dans le tube au niveau du cône de forcement et du rayage. Par abus de langage, on parle d'encuivrage même si les dépôts sont formés par des résidus de tir différents du cuivre.

Ces dépôts de matière sont défavorables pour la mise à poste de projectile dans les cas extrêmes. Dans les cas plus classiques, ils nuisent aux paramètres balistiques du tube : diminution de la vélocité de la munition, diminution de la pression de chambre, etc. Bien que de nombreux travaux existent depuis les années 1900 sur la compréhension de ce phénomène et sur la maitrise de la couche de cuivre, le phénomène d'encuivrage est plus subit que maitrisé (Sarmousakis, 1943) (Conroy, 1996). Depuis les années 80, on considère qu'il met en évidence le glissement auto-lubrifié de la ceinture (Montgomery, 1983). En effet, pendant le tir, le matériau de la ceinture se liquéfie en surface, après quelques centimètres de déplacement, entrainant un dépôt de matière. Ce dernier peut être abondant pour les munitions en cuivre pur de type CuB1 (Montgomery, 1976).

L'encuivrage est le phénomène le plus important dans la vie du tube juste après l'usure. Ces deux phénomènes sont complémentaires.

Dans cette thèse, on ne s'intéresse pas aux tubes encuivrés. On notera seulement que l'entretien correct permettant la prévention de l'encuivrage est nécessaire pour permettre un environnement contrôlé propice à l'analyse du phénomène d'accroche.

2.3.3. Usure des tubes en service

L'usure des tubes est l'élément pénalisant de notre étude. En effet, au fur et à mesure des tirs, la surface intérieure d'un tube vient à être modifiée. L'état de surface et la géométrie de ce dernier sont altérés progressivement notamment proche du cône de forcement.

Il semble communément admis aujourd'hui par la communauté scientifique que l'usure semble être due à un effet couplé de la mécanique, de la chimie et de la thermique (Kruczynski, et al., 1989) (Hasenbein, 2003). Sous l'action de la chaleur, des frottements et des réactions chimiques, un enlèvement de matière est observé. Celui-ci est en général uniforme pour une section du tube donnée mais il peut, dans certains cas, être non axisymétrique (Kruczynski, et al., 1989) (Kennedy & Hashmi, 1998). La modification de profil interne du tube à cause de l'usure peut principalement être observée proche du cône de forcement et en sortie de canon (*c.f.* Figure 18) que ce soit pour une artillerie de 155mm (Hasenbein, 2003) ou pour un char (Balla, et al., 2015) .

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

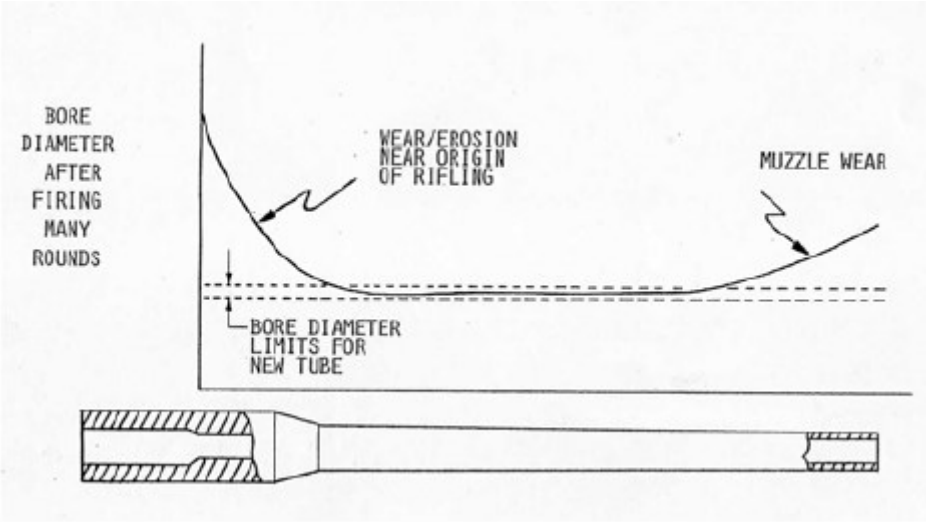


Figure 18 : Usure classique de tube (Hasenbein, 2003).

Dans un tube donné, l'usure, son type, son ampleur et sa localisation dépendent de la munition employée (type d'obus et nombre de charges) et sous quelles conditions (température, état de surface du tube, cadences, etc.) (Armad & Picard, 1970).

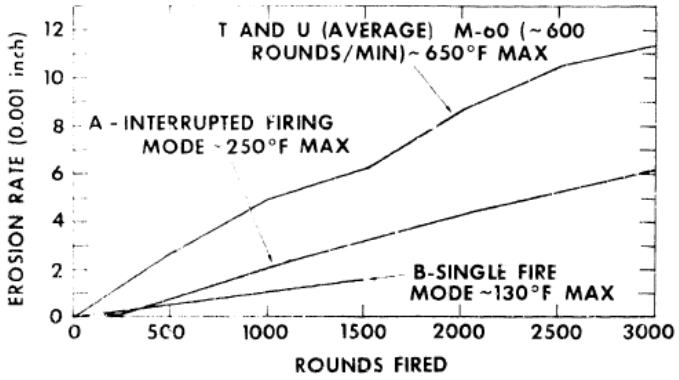


Figure 19 : Influence de la cadence de tir sur la vitesse d'usure (Armad & Picard, 1970).

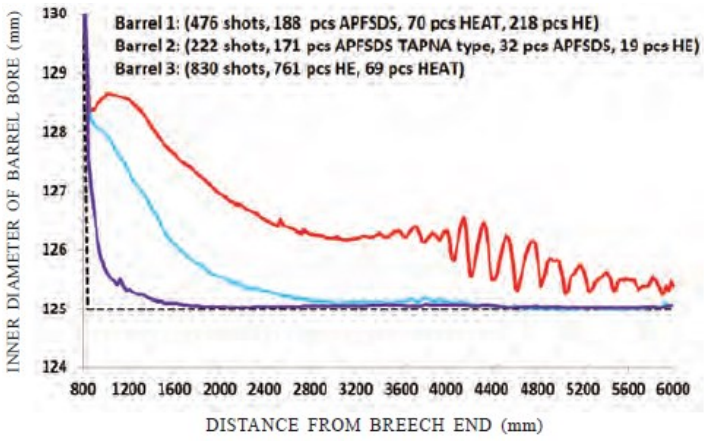


Figure 20 : Évolution mesurée de l'usure d'un tube de char (Balla, et al., 2015).
Barrel 1 / *Barrel 2* / *Barrel 3*.

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

La Figure 19 montre que la seule modification de la cadence de tir impacte grandement le débit d'usure : plus la cadence est élevée plus les phénomènes d'usure sont importants. Des profils intérieurs de tube ont été mesurés puis tracé sur la Figure 20. L'usure est variée et elle n'est pas forcément régulière. Ces résultats sont complexes à analyser mais il semble que plus l'alliage de la ceinture du projectile est dure, plus l'usure est importante.

En général un tube peut tirer entre 200 et 5000 coups. De manière opérationnelle et industrielle, une côte de contrôle est utilisée pour évaluer l'usure d'un tube. Par exemple, dans l'armée américaine, on contrôle le diamètre à la côte 1060.45 mm (distance face arrière tube). Pour un système M199, si le diamètre est entre 155 mm et 157.48 mm le tube est considéré apte au tir (Montgomery, 1974).

En plus du phénomène d'enlèvement de matière, avec les sollicitations thermiques et chimiques, un phénomène d'érosion peut être observé. L'état de surface interne du tube va se modifier pour laisser apparaitre des fêlures, craquelures, … Ce phénomène de « peau d'alligator » est progressif et nécessite d'être contrôlé régulièrement pour vérifier que ces faiblesses locales du tube n'entraînent pas une défaillance lors du tir (Armad & Picard, 1970).

La compréhension fine des mécanismes d'usure est un pan actif de la recherche en artillerie. On cherche à limiter au maximum le phénomène d'usure en jouant sur les charges, l'obus et le tube. À chaque nouveau conflit, cet aspect technique revient sur le devant de la scène (Armad & Picard, 1970). L'usure des tubes n'est pas étudiée durant cette thèse. En effet, le tube est considéré comme un paramètre d'entrée. On considère seulement un tube neuf décrit dans la norme de l'artillerie (Joint Ballistic Management Board , 2002).

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

2.4. Méthodes expérimentales en artillerie

Au vu des systèmes d'artillerie pris en compte, il est bien souvent complexe d'effectuer des expériences et encore plus de mesurer certains paramètres internes au mécanisme. Dans le cadre de cette thèse, on s'intéresse aux interactions entre le projectile et le tube. Ces interactions ont lieu en plein centre de l'arme et se situent dans une zone difficile d'accès pour l'instrumentation. Il est donc important de documenter les méthodes d'acquisition possibles des grandeurs physiques du système. Dans la suite de cette partie est listé un certain nombre de méthodes et de dispositifs expérimentaux trouvés dans la littérature. La liste est triée par grandeur à observer :

Gravure quasi-statique :

La gravure contrôlée est un dispositif expérimental répandu qui permet d'effectuer la prise de rayures de façon graduelle (Hartman, 1973) (White & Siewert, 2007) (South, et al., 2009). Elle est aussi appelée test de poussée. Durant cet essai, un projectile neuf est chargé progressivement dans un tube. Lors du coincement, la ceinture est déformée plastiquement par le tube et ses rayures. C'est la gravure du projectile. Cet essai permet d'obtenir la courbe d'effort de réaction au chargement en fonction du temps ou du déplacement. Il peut être effectué à des taux de gravure, des températures et des configurations techniques (tubes, projectiles, …) différents.

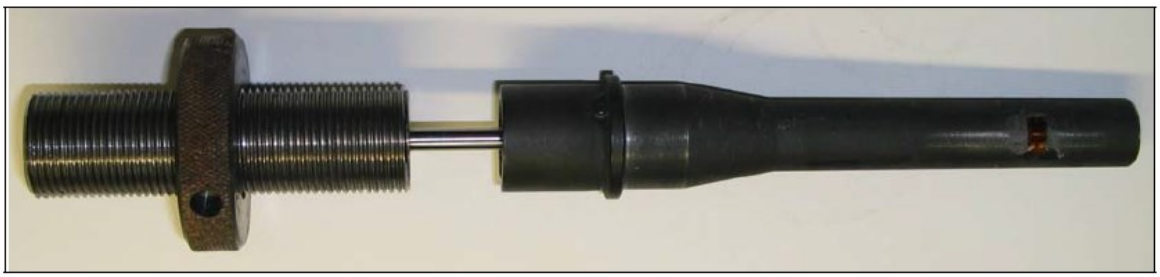


Figure 21 : Montage de poussée pour des munitions de petit calibre (South, et al., 2009).

Cette méthode permet aussi de mesurer, à la balance, la perte de masse due à la gravure. Celle-ci correspond à la perte de matière par abrasion.

Observation du projectile en sortie de tube :

L'observation d'obus en sortie de tube au moyen d'une caméra rapide et d'un miroir sacrificiel permet de relever la vitesse du projectile et d'observer certains phénomènes liés à l'obus en sortie de tube (chute du sabot, tangage excessif, …) (Kruczynski, et al., 1989).

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

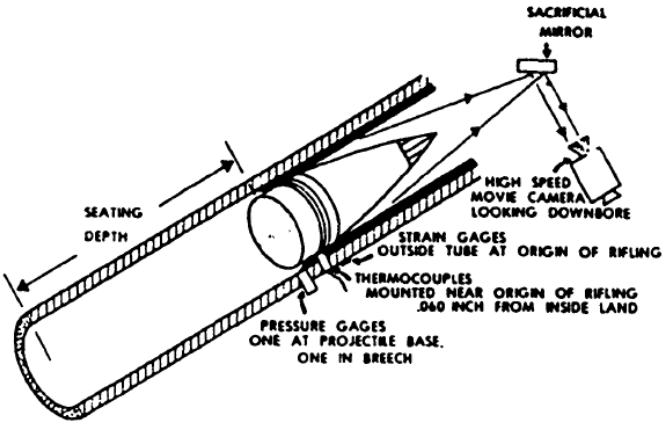


Figure 22 : Système de photographie de sortie de tube (Kruczynski, et al., 1989).

Ce système ne permet pas d'observer l'état des rayures du tube juste après le tir.

Récupération douce du projectile :

Pour observer l'état d'un projectile en sortie de tube, une méthode de récupération sans dommage a été développée (South, et al., 2009). Elle repose sur la détermination d'une vitesse critique. Si le projectile est récupéré par une matière molle alors que sa vitesse est inférieure à la vitesse critique, les déformations générées par la récupération seront bien inférieures aux déformations causées par la gravure de la ceinture lors du tir. Le tissu et de la gélatine balistique sont régulièrement utilisés. Ce souci particulier lors de la récupération du projectile permet d'observer la déformation de la ceinture causée par le tir sans altération.

Estampage d'éprouvettes dans une matrice représentant le début des rayures d'un tube :

Cette méthode repose sur la réalisation de matrice représentative du rayage du tube. Les ceintures sont ensuite estampées afin de déterminer la courbe de l'effort axial en fonction de l'avancement du processus de gravure de ses échantillons (Hartman, 1973). Cette méthode économique évite l'emploi d'un vrai tube d'artillerie et d'une munition complète pour étudier le processus de gravure.

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

Déplacement du projectile dans le tube :

Une barre calibrée solidaire du projectile et une caméra rapide peuvent être utilisées pour observer le déplacement de l'obus dans le tube (Xin, et al., 2021) :

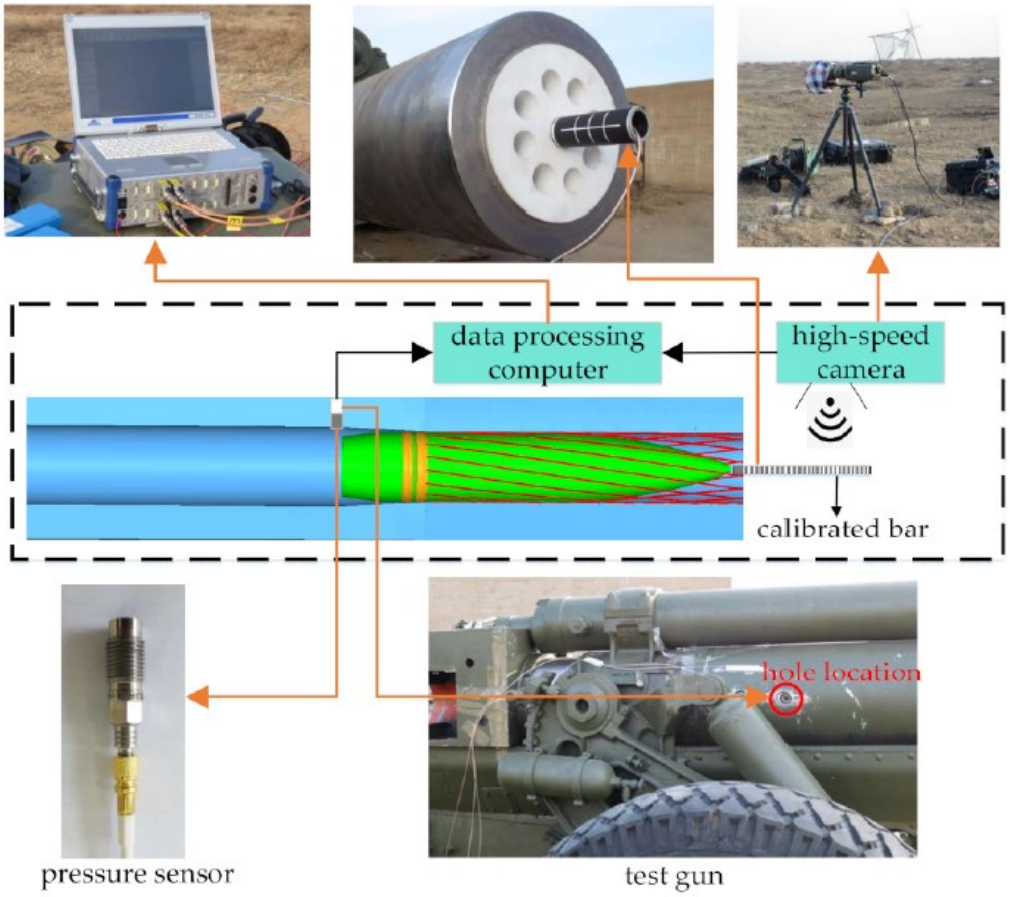


Figure 23 : Schéma du montage expérimental de mesure de vitesse de projectile lors de la phase de balistique intérieure (Xin, et al., 2021)

La vitesse de déplacement du projectile lors de la phase balistique intérieure est ainsi mesurée. Cette méthode est très invasive et entrave de manière importante le projectile.

Déformation du tube au passage du projectile :

Un jeu de jauges positionnées sur la surface extérieure d'un tube de petit calibre permet d'observer la déformation due au passage de la munition (South, et al., 2009). Ce montage a été testé sur des armes de 155 mm (Hartman, 1973) (Kruczynski, et al., 1989).

Ce système donne des résultats intéressants, il est capable de discerner les types de munitions utilisées. C'est-à-dire que si on modifie les charges ou les projectiles, les jauges vont observer des variations non négligeables de niveau de déformation. Cette approche est aussi capable d'observer des dissymétries de déformation dans une section lors du tir. Cette méthode permet d'effectuer un contrôle non-invasif de la position du projectile.

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

Endoscope et cartographie :

L'utilisation d'un endoscope est très répandue pour observer l'état intérieur du tube. Il permet d'observer grâce à un système de lentilles ou de caméras l'ensemble des éléments importants de l'intérieur d'un tube : profil, état de surface, présence des rayures, etc. C'est l'un des outils principaux de contrôle de tube (Hasenbein, 2003).

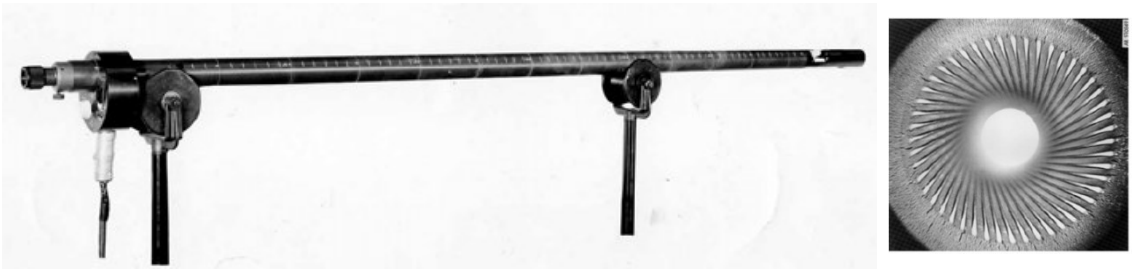


Figure 24 : Endoscope et vue d'un tube usé (Hasenbein, 2003).

Mesure de diamètre intérieur du tube :

Il existe de nombreux outillages de mesure du diamètre du tube plus ou moins précis en fonction des besoins. On peut citer : la jauge de terrain, la jauge en étoile, *etc.* Le principal désavantage de ces outillages est qu'ils sont conçus pour mesurer précisément l'âme du tube. Ils ont, en général, plus de mal à mesurer correctement le cône de forcement à cause de son diamètre variable : l'outil (Hasenbein, 2003) (Fogale, 2013).

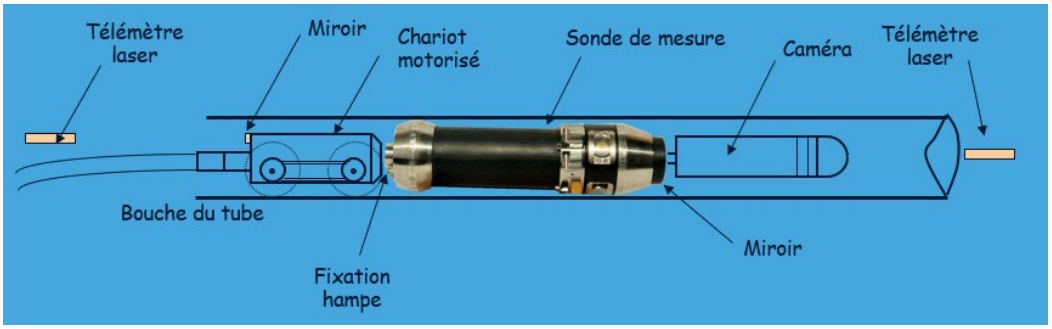


Figure 25 : Concept Fogal gros calibre (Fogale, 2013).

En plus des méthodes expérimentales dédiées à l'artillerie, les bases des essais de tribologies sont présentées.

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

Pion sur disque / tribomètre :

Pour déterminer un coefficient de frottement entre deux matériaux, on peut utiliser la méthode de mesure du pion sur un disque ou « pin-on-disk » sur tribomètre (Tribonet, 2019). Il est complexe d'obtenir lors, d'un essai pion-disque, des conditions de contact équivalentes à celles de l'application industrielle à cause des différences de pressions et d'interfaces. Ces différences entrainent des écarts sur la valeur mesurée du coefficient de frottement. Par exemple, les valeurs mesurées lors du frottement de la ceinture dans le tube sont inférieures aux valeurs mesurées au tribomètre (Montgomery, 1975) (Montgomery, 1976). Cependant, cet essai, abordable et peu chère, permet d'obtenir un premier ordre de grandeur. De plus, il permet d'effectuer une sensibilité aux paramètres en testant différentes vitesses de glissement, pression de contact et conditions de lubrification.

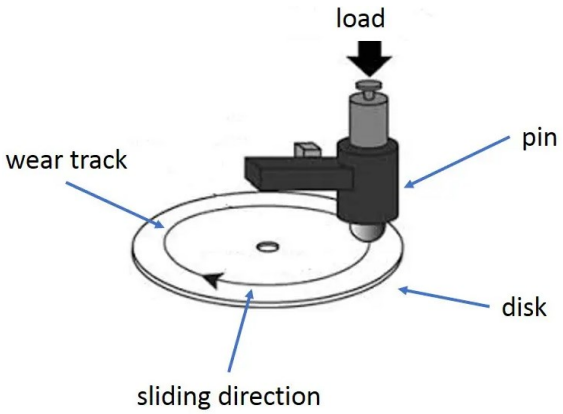


Figure 26 : Diagramme schématique du test pion sur disque (Tribonet, 2019).

La première difficulté de l'essai au tribomètre est la vibration de la mesure (Chen & Richard, 2019). Cette vibration peut être différente pour des échantillons préparés de la même façon et soumis à des sollicitations identiques. Cela donne des variations relativement importantes du coefficient de frottement obtenu. La deuxième difficulté est que la charge du système a de l'importance : en fonction du poids et de la vitesse utilisés, on n'obtient pas les mêmes résultats. (Montgomery, 1975)

	Série 1	**Série 2**	**Série 1**	**Série 2**	**Série 1**	**Série 2**
Couple de frottement	Coefficient de frottement	Coefficient de frottement	Usure de la bille (mm^3)	Usure de la bille (mm^3)	Usure du disque (mm^3)	Usure du disque (mm^3)
Acier/cuivre	0.55 ± 0.27	0.70 ± 0.20	0.04	0.11	2.28	9.11

Figure 27 : Résultats des essais de frottement (Chen & Richard, 2019).

La Figure 27 montre que les différentes séries obtiennent des résultats différents. La différence principale entre elles est le poids de charge.

Enfin, il faut faire attention à la dérive des capteurs. Il est recommandé d'étalonner les appareils avant la campagne de mesures et d'effectuer un réétalonnage régulier.

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

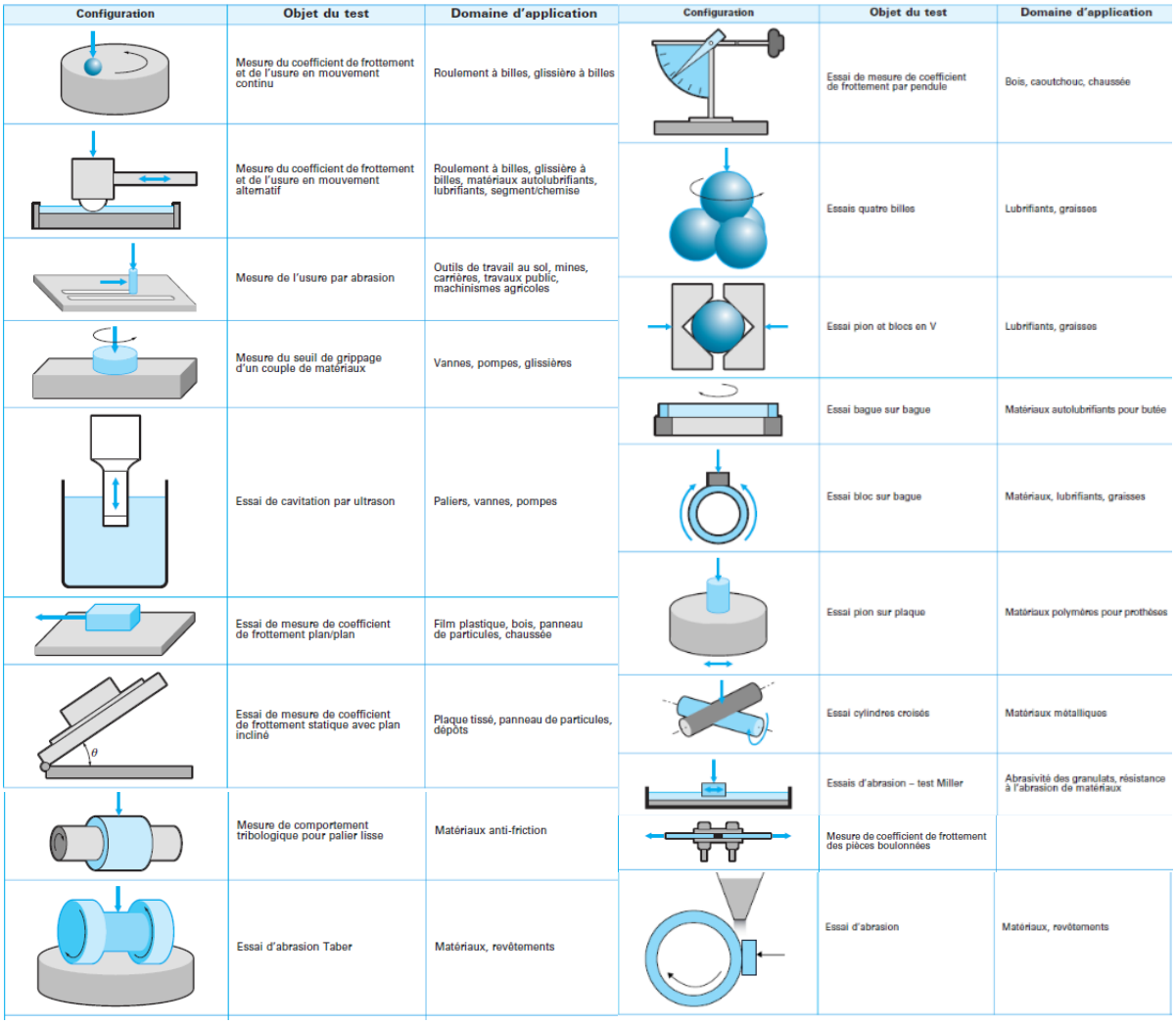


Figure 28 : Essais normalisés de contact (Chen & Richard, 2019).

La Figure 28 présente un grand nombre d'essais normalisés communément utilisés. Elle ne permet pas d'identifier d'essai particulier pour le contact cône sur cône. Pour le cas de l'abrasion cône sur cône, il n'existe pas non plus de tests typiques (Kennedy & Hashmi, 1998). Il peut être parfois plus simple de mesurer le paramètre complémentaire du frottement : l'usure. Il n'existe pas, dans l'état de nos connaissances, de lien quantitatif entre les deux paramètres mais les tendances sont similaires.

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

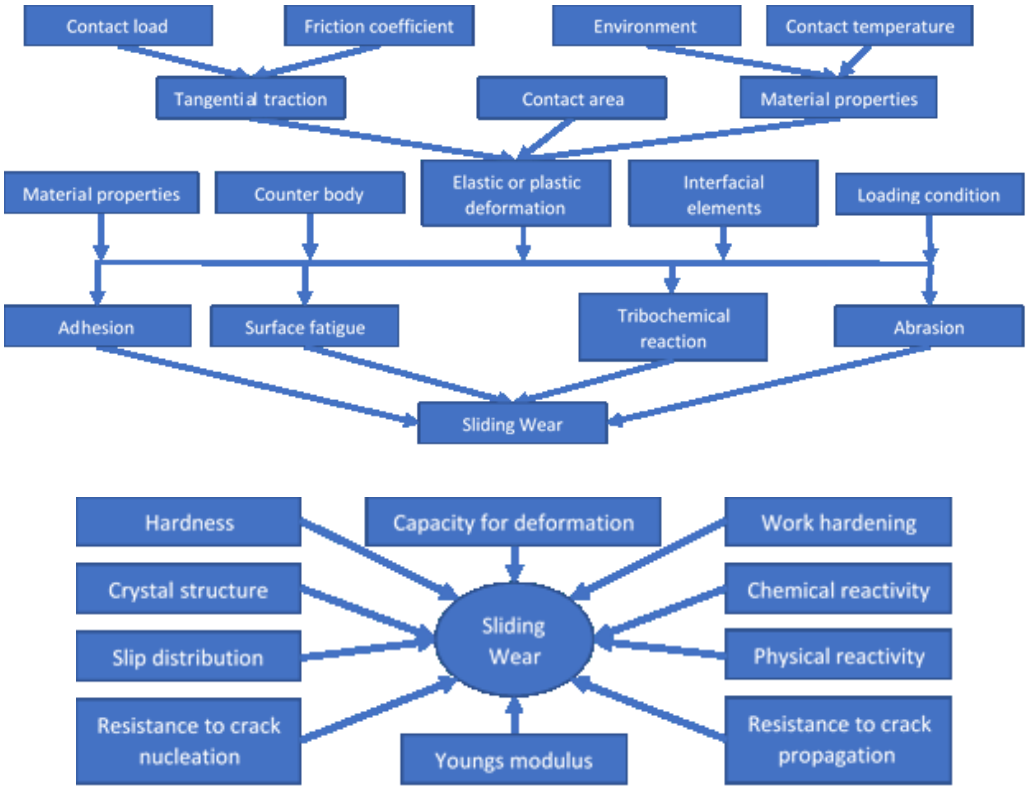


Figure 29 : Facteurs influents et propriétés mécaniques influentes de l'usure du glissement (Kennedy & Hashmi, 1998).

L'évaluation de l'usure occasionnée par le glissement relatif de deux surfaces dépend d'un grand nombre de paramètres. Ceux-ci sont visibles sur la Figure 29. Le frottement étant un phénomène complémentaire à l'usure, la plupart des paramètres sont partagé (Kennedy & Hashmi, 1998).

Pour effectuer des essais tribologiques significatifs, il faut donc se placer dans des conditions représentatives de la situation que l'on souhaite étudier notamment pour les paramètres suivants :

- matériaux utilisés (Module d'Young, dureté, mécanismes de plastification, …)
- pression de contact (chargement) ;
- vitesse relative de glissement ;
- troisième corps (dépôt, débris plausibles) ;
- température ;
- environnement ;
- états de surface des éléments frottés et frottants.

Il est recommandé d'effectuer des simulations par éléments finis pour valider l'équivalence des conditions de contact entre le système réel et le tribomètre (Felder & Montmitonnet, 2015).

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

Mesure d'usure :

Il existe de nombreuses techniques pour mesurer l'usure des pièces (Felder & Montmitonnet, 2015). Les principales sont les suivantes :

- Pesée : on pèse la pièce à divers moments de l'essai de frottement ; plus la pièce est légère, plus la mesure sera précise ;

- Capteur de déplacement relatif : au cours de l'essai on récupère la position du corps frottant cela permet de lire en permanence Δz_i (profondeur d'usure) ou L (longueur du glissement) ;

- Amplifications de variations dimensionnelles : on vient mesurer à divers moments de l'essai l'évolution d'une géométrie particulière de la pièce ou la taille d'une empreinte de dureté ;

- Mesure de rugosité ou de profil.

Le suivi de l'usure se fait principalement de façon indirecte. En effet, la plupart des techniques présentées permettent d'évaluer la tendance de l'évolution de l'usure plutôt que sa valeur absolue. Par ailleurs, la mesure de l'usure d'une pièce nécessite souvent un protocole impliquant au préalable le démontage de la pièce. L'estimation de l'usure, lors d'une campagne d'essais, est donc très contraignant.

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

2.5. L’assemblage conique

La liaison conique est au cœur de notre sujet de recherche. C’est elle qui va assurer le lien entre la ceinture et le tube et par conséquent le coincement.

La liaison cône sur cône est plus connue du mécanicien sous le nom de « cône morse ». En effet cette liaison, particulièrement populaire au XIXème siècle, était très utilisée pour la fixation d’outils coupants pour les machines d’usinages. On trouve, dans le célèbre ouvrage de Fanchon, une première mise en équations (Fanchon, 2001), mais une version plus complète est proposée dans un cours de mécanique de niveau licence (Ameur, 2016).

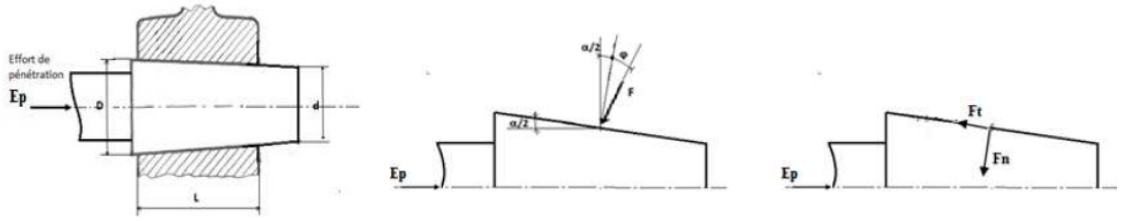


Figure 30 : Vues du cône issues de (Ameur, 2016).

L’assemblage par adhérence cône sur cône y est traité au Chapitre 4, 1.1.1 :

Le cône est défini par sa conicité C :

$$C = \frac{D-d}{L} = 2\tan(\frac{\alpha}{2}) \tag{2-6}$$

où α est l’angle du cône, L la longueur axiale du cône en contact, D et d respectivement le grand et petit diamètre. Le cours présente les équations fondamentales suivantes :

- Surface de contact latérale :

$$S = \pi \frac{D+d}{2} \frac{L}{\cos\left(\frac{\alpha}{2}\right)} \tag{2-7}$$

- L’effort résistant est décomposé en efforts tangentiel et normal : $F = F_{\mathrm{t}} + F_{\mathrm{n}}$, avec $F_{\mathrm{n}} = pS$ et $F_{\mathrm{t}} = pS * \tan(\varphi)$ où p est la pression de contact normal et φ l’angle de frottement tel que $\mu = \tan(\varphi)$;

- Effort de pénétration :

$$F_{\mathrm{pe}} = F_{\mathrm{t}} \cos\left(\frac{\alpha}{2}\right) + F_{\mathrm{n}} \sin\left(\frac{\alpha}{2}\right) = p\,\pi \frac{D^2 - d^2}{4} \left(\frac{\tan(\varphi)}{\tan\left(\frac{\alpha}{2}\right)} + 1 \right) \tag{2-8}$$

- Effort d’extraction :

$$F_{\mathrm{ex}} = p\,\pi \frac{D^2 - d^2}{4} \left(\frac{\tan(\varphi)}{\tan\left(\frac{\alpha}{2}\right)} - 1 \right) \tag{2-9}$$

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d’Aix-Marseille Université et de l’École Centrale Méditerranée. Les informations qu’il contient ne peuvent être utilisées qu’à des fins de recherche académique.

On suppose que la pression de contact ne dépasse pas la pression de matage du matériau. Ce cours présente deux résultats importants :

- On peut considérer le coincement possible si $F_{ex} > 0$ *i.e.* si $\mu = \tan(\varphi) > \tan(\alpha/2)$;
- L'effort d'extraction est inférieur à l'effort de pénétration.

Dans les prochains chapitres qui traiteront de la modélisation de la liaison entre la ceinture et le tube, on s'appuiera sur la terminologie et les résultats présentés dans ce cours. Le cône morse a aussi été étudié dans le cadre médical pour une application dans les implants dentaires (Hernigou, et al., 2013). La plupart des recherches se font par simulations de l'assemblage. (Sniezek, 2010), (Vlajic, et al., 2016), (Ning, et al., 2019) (Chang, et al., 2022).

2.6. Le cuivre de ceinture

2.6.1. Nuances matière utilisées

Le cuivre est un matériau utilisé dans de nombreuses applications. On retient comme particularité son caractère conducteur et son bon comportement lors des frottements. Ce qui explique son emploi pour la ceinture des projectiles d'artillerie. Les rapports techniques de l'armée américaine nous renseignent sur les matériaux utilisés pour différents obus (Montgomery, 1976):

- M107 en cuivre + zinc ou en cuivre ;
- M483 cuivre ou laiton (90% CU – 10%Zn).

De manière plus générale, les matériaux de ceintures principalement utilisés pour la réalisation de ceintures d'obus sont les suivants :

- cuivre pur (CuB1 = Cu-DHP) ;
- laiton (cuivre-zinc) ;
- bronze (cuivre-étain) ;
- cupronickel (cuivre-nickel).

Les simulations du comportement de la ceinture lors du tir nous permettent de nous renseigner sur les caractéristiques du matériau. La plupart des modélisations rencontrées dans la littérature sont élastoplastique. Dans un premier temps, la modélisation la plus simple est de considérer un matériau plastiquement parfait :

E(GPa)	ν	Re_comp(MPa)	Re_cisai(MPa)		Yf (MPa)
110	0.33	314	181		620
εp	0	0.126	10		Yf_ideal_plastic (MPa)
σ	314	620	620		314

Figure 31 : Données matériaux du cuivre (Chen, 2001).

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

La Figure 31 présente le modèle utilisé pour les simulations de prises de rayures pour des munitions d'artillerie (Chen, 2001). Un modèle similaire pour les munitions de char est présenté sur la Figure 32.

Driving band material	ρ	E	ν	σ	τ
Cu	8940	$1.12 \cdot 10^{11}$	0.35	$70 \cdot 10^{6}$	$1 \cdot 10^{9}$

Figure 32 : Données matériaux du cuivre (Balla, et al., 2011).

En comparant les grandeurs, on remarque que les alliages de cuivre employés pour ces deux applications sont différents. Un travail fin de comparaison est complexe car les auteurs ne donnent que peu de détails dans la littérature quant à l'obtention des données, la composition et la provenance des matériaux.

Dans un second temps, la littérature emploie préférentiellement des modèles élastoplastiques de Johnson–Cook notamment pour des obus de 155mm (Xin, et al., 2021). Ceux-ci permettent de décrire l'évolution de déformation élastoplastique du matériau de ceinture en prenant en compte certains aspects dynamiques et thermiques. Malgré une description détaillée du matériau, le modèle reste régulier facilitant la convergence des simulations éléments finis. Pour la mise à poste, il est complexe d'estimer finement la vitesse de déformation. Cependant, les régimes dynamiques lent ou moyen sont les plus probables. Ils conviennent tout à fait à la modélisation de Johnson–Cook selon la Figure 33 (Antoinat, 2014).

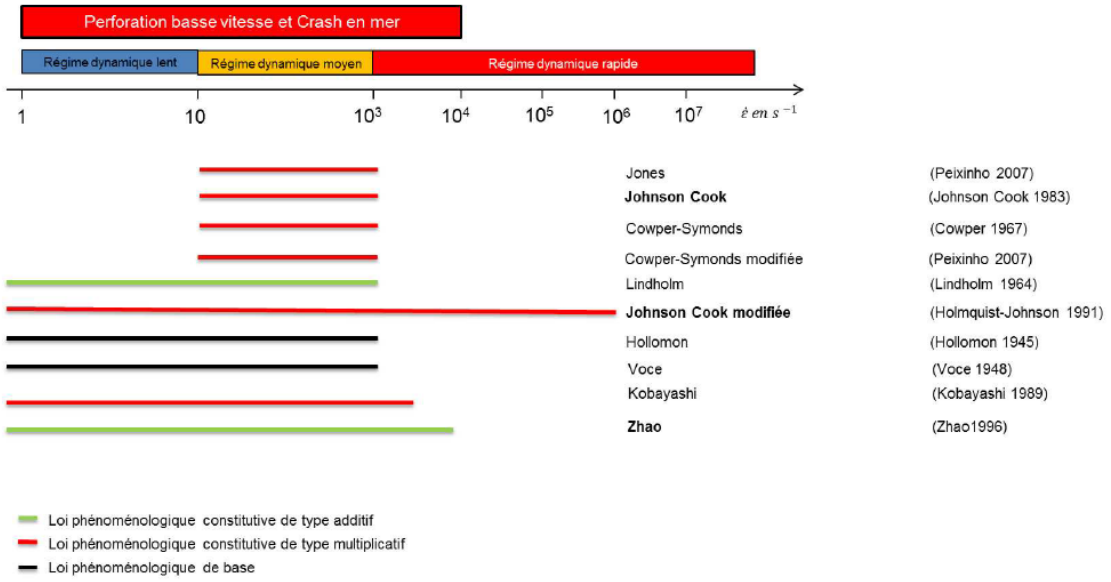


Figure 33 : Performances des modèles matériau suivant la vitesse de déformation (Antoinat, 2014).

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

Le modèle de Johnson–Cook peut être améliorer en prenant en compte l'endommagement du matériau. Avec cette loi augmentée, il est possible d'utiliser des techniques avancées de simulation numérique comme l'érosion de maillage.

Component	Material Name	Young's Modulus	Poisson's Ratio	Density
Projectile	steel	192 GPa	0.31	5421 $kg{\cdot}m^{-3}$
Gun barrel	steel	210 GPa	0.31	7832 $kg{\cdot}m^{-3}$
Riflings	steel	210 GPa	0.31	7832 $kg{\cdot}m^{-3}$
Rotating bands	copper	125 GPa	0.34	8962 $kg{\cdot}m^{-3}$

Table 3. Johnson–Cook material parameters of the rotating bands.

A	B	C	m	n	d_1	d_2	d_3	d_4	d_5
90	292	0.025	1.09	0.31	0.54	4.89	3.03	0.014	1.12

Figure 34 : Données matériaux d'artillerie de 155m (Xin, et al., 2021) .

Table 1. Mechanical properties and material constants of CuZn10 brass.

Property	Value
E [MPa]	115 000
ν	0.31
ρ [kg/m^3]	8 800
C_p [J/(kg·K)]	376
χ	0.9
A [MPa]	206
B [MPa]	505
n	0.42
$\dot{\varepsilon}_0$ [s^{-1}]	5×10^{-4}
C	0.01
T_r [K]	293
T_m [K]	1 189
m	1.68
D_1	0.54
D_2	4.89
D_3	−3.03
D_4	0.014
D_5	1.12

Figure 35 : Données matériaux du laiton (Sun, et al., 2015).

La Figure 34 et la Figure 35 proposent deux modèles de Johnson–Cook avec endommagement d'alliages de cuivre. Les valeurs obtenues sont légèrement différentes des unes des autres. Les ordres de grandeur du cuivre sont respectés mais il est complexe de faire un choix de matériau à priori. Pour cette thèse, des essais de caractérisations de matériaux de ceinture semble donc indispensable.

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

2.6.2. Comportement sous sollicitations dynamiques

Pour le cuivre, on peut nettement différencier le comportement statique de celui dynamique en compression (Ancrenaz & Servant, 1991). Les caractéristiques mécaniques du cuivre choqué pour différentes pressions sont mesurées :

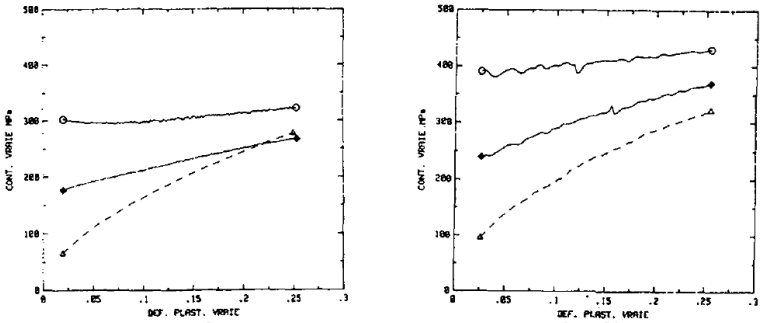


Fig. n°1 :
Compression statique du cuivre pur
o cuivre choqué à 20 GPa
♦ cuivre choqué à 10 GPa
Δ cuivre non choqué

Fig. n°2 :
Compression dynamique du cuivre pur
o cuivre choqué à 20 GPa
♦ cuivre choqué à 10 GPa
Δ cuivre non choqué

Figure 36 : Influence des chocs sur le comportement du cuivre (Ancrenaz & Servant, 1991).

On observe sur la Figure 36 que plus le matériau est soumis à un choc violent, plus la contrainte est élevée pour une même déformation plastique. La même tendance est obtenue pour les deux alliages Cu3%Si et Cu2%Co. De même, cuivre pur est très influencé par la vitesse de déformation (Croteau, et al., 2019).

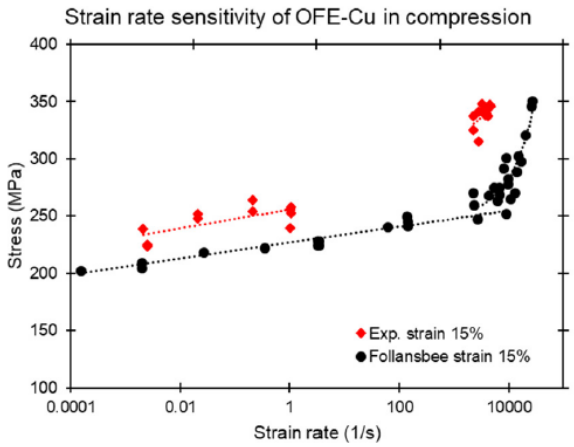


Figure 37: Comportement dynamique du cuivre (Croteau, et al., 2019).

Sur la Figure 37, on observe nettement l'influence de la vitesse de déformation sur la contrainte dans le cuivre. L'évolution est linéaire jusqu'à un seuil de vitesse de déformation d'environ 7000/s où elle devient exponentielle.

On peut noter que pour le cuivre recuit, la tendance générale qui se distingue des différentes mesures est que plus la vitesse de déformation est élevée plus la contrainte est élevée pour une même déformation. Cette tendance devient encore plus visible pour des vitesses de déformation dépassant $10^3 s^{-1}$ (Jordan, et al., 2013) (Kim & Huh, 2014).

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

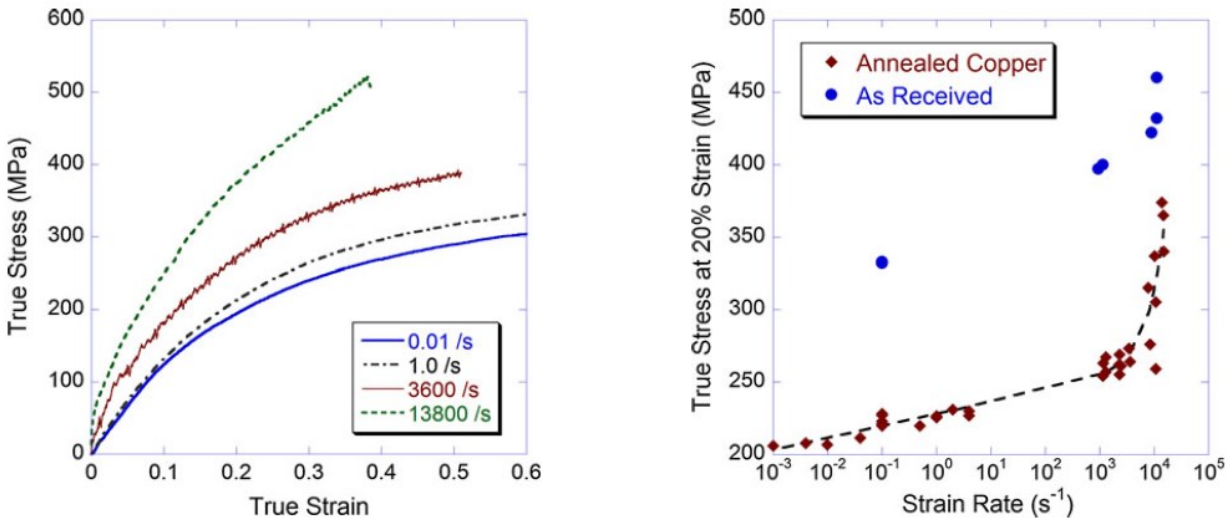


Figure 38 : Influence dynamique du recuit du cuivre (Jordan, et al., 2013).

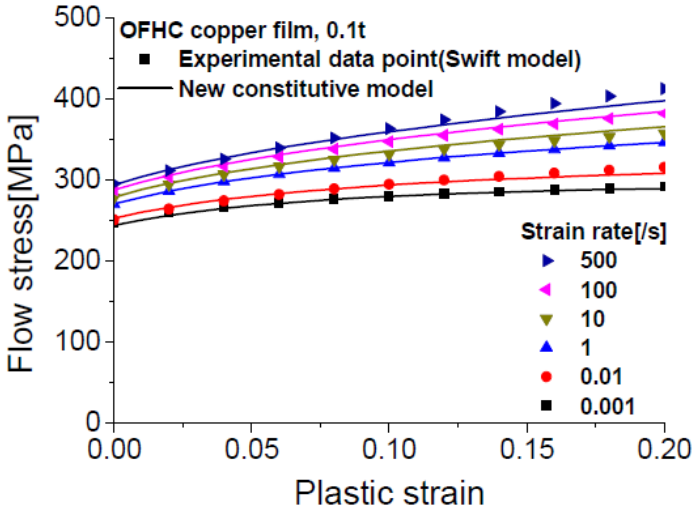


Figure 39 : Influences dynamiques du cuivre OFHC (Kim & Huh, 2014).

La Figure 38 montre l'importance de la prise en compte des contraintes résiduelles dans le cuivre. En effet, il y a une nette différence de comportement après le recuit. Il convient aussi de remarquer cet effet important de seuil de vitesse de déformation. La Figure 39 montre l'élévation de contrainte d'écoulement avec l'élévation de la vitesse de déformation. Les résultats obtenus sont issus d'une étude sur des feuilles de cuivre et non pas des cylindres. Il convient donc de prendre ces résultats avec précautions.

Le comportement dynamique du cuivre et de ses alliages n'est pas à négliger pour le phénomène de MàP. Face à un chargement dynamique, il est probable que le cuivre soit légèrement plus dur.

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

2.7. Le contact

La notion de contact et les phénomènes associés de frottement, d'adhérence et d'usure sont au cœur de cette thèse. La maitrise du contact passe par la compréhension et la modélisation des phénomènes mis en œuvre ainsi que leurs implémentations dans les codes de calculs.

En fonction des profils de surfaces associées à un contact, on peut considérer que les surfaces sont conformes ou non-conformes. Des surfaces sont jugées conformes si elles se correspondent parfaitement sans déformation. Un contact entre surfaces non-conformes, entraine des pressions de contact bien supérieures à l'état de contraintes dans le corps de la pièce loin du contact (Johnson, 1985). Si les surfaces sont non-conformes, le contact s'effectue en un point. Si les surfaces sont conformes seulement suivant un axe, le contact s'effectue selon une droite. Si les surfaces sont totalement conformes, le contact s'effectue selon un plan. Dans notre cas, les deux cônes n'ont pas le même angle et les profils ne sont pas identiques, on considère que nous sommes face à un contact entre surfaces non-conformes.

Entre deux surfaces en contact, on peut définir trois mouvements relatifs :

- Le glissement : vitesse relative de translation sur le plan normal de contact non nulle ;
- Le roulement : vitesse relative de rotation dans le plan tangentiel non nulle ;
- Le tournoiement : vitesse relative de rotation dans le plan normal non nulle.

Dans la suite de ce chapitre, nous considérons deux corps (notés 1 et 2) en contact. Dans le cadre de cette thèse, le mouvement relatif entre le projectile et le tube est principalement un mouvement de glissement. Dans ce cas, le contact au sens général est décrit par sa caractérisation du frottement et de l'enlèvement de matière associé *i.e.* l'usure.

2.7.1. Frottement

Le frottement est le phénomène central de ce projet de recherche. En effet, qu'on soit en statique ou en dynamique, il va nous falloir comprendre les frottements qui sont générés lors du contact projectile tube, que ça soit lors de la phase de parcours du tube pour un contact intermittent ou lors de la phase de coincement pour un contact continu.

Bien qu'il existe de nombreux modèles (Nuninger, et al., 2006), la formulation la plus commune du frottement est la loi de Coulomb.

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

2.7.1.1. Modélisation de Coulomb

On considère la vitesse relative du corps 1 par rapport à 2 : $\overrightarrow{v_{1/2}}$. On définit deux états pour le frottement :

- Adhérant : $\left|\overrightarrow{v_{1/2}}\right| = 0$ alors $\left|\overrightarrow{f_{\mathrm{T}}}\right| \leq \mu_{\mathrm{s}} * \left|\overrightarrow{f_{\mathrm{N}}}\right|$;
- Glissant : $\left|\overrightarrow{v_{1/2}}\right| \neq 0$ alors $\left|\overrightarrow{f_{\mathrm{T}}}\right| = \mu_{\mathrm{d}} * \left|\overrightarrow{f_{\mathrm{N}}}\right|$.

où $\overrightarrow{f_{\mathrm{N}}}$ est la force normale à la surface de contact, $\overrightarrow{f_{\mathrm{T}}}$ est la force tangentielle à la surface de contact et μ_s le facteur d'adhérence statique et μ_{d} le facteur de frottement dynamique. On observe souvent que : $\mu_{\mathrm{d}} \leq \mu_{\mathrm{s}}$.

Bien que cette formulation soit une représentation simplifiée de ce qui se passe au niveau microscopique, elle reste largement valide dans le domaine macroscopique.

2.7.1.2. Valeurs de μ

Pour caractériser le frottement entre la ceinture du projectile et le tube, la plupart des travaux de recherche étudiés utilisent le modèle de Coulomb à un seul facteur μ. On liste différents coefficients obtenus dans la littérature par ordre chronologique :

- Pour le cuivre :
  - $\mu_{cuivre/acier} = 0.01$ (supposé pour simulation de gravure de munition d'artillerie (Chen, 2001)) ;
  - $\mu_{cuivre/acier} = 0.04\ et\ 0.1$ (supposé pour simulation de MàP de munition de char (Balla, et al., 2011)) ;
- Pour le laiton ($CuZn10$) :
  - $\mu_{CuZn10/tube} = 0.3$ (supposé pour simulation de gravure) (Hartman, 1973);
  - $\mu_{CuZn10/acier\ à\ tube} \in [0.1; 0.75]$ (mesurés avec tribomètre haute vitesse (Montgomery, 1975) ou sur projectile tiré pour $v \in [5; 25] m/s$ (Montgomery, 1976)) ;
  - $\mu_{CuZn10/acier} = 0.24$ pour $v = 1.8 m/s$ (mesuré (Felder & Montmitonnet, 2015)).

La valeur du coefficient de frottement est propre à chaque étude et ne fait pas consensus. À priori, comme montré dans la section 2.4, μ varie en fonction de l'état des surfaces, des conditions de contact et principalement de la vitesse et de la pression de contact. De plus, de nombreuses études considèrent un coefficient de frottement très faible car elles ont pour objectif d'étudier la balistique intérieure. Dans ce cas, le contact ceinture / tube est lubrifié par la liquéfaction en surface du matériau de ceinture. Dans le cadre de cette thèse, on discutera de la valeur de ce coefficient au cours du processus de mise à poste.

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

2.7.1.3. Mesures de coefficients de frottements de projectile

À partir de travaux antérieurs (Hartman, 1973), un grand nombre de coefficients de frottement ont été mesurés durant le processus de gravure (Montgomery, 1976). Ces résultats sont comparés à ceux obtenus en laboratoire lors d'essais sur tribomètre. Ce travail est synthétisé sur la Figure 40.

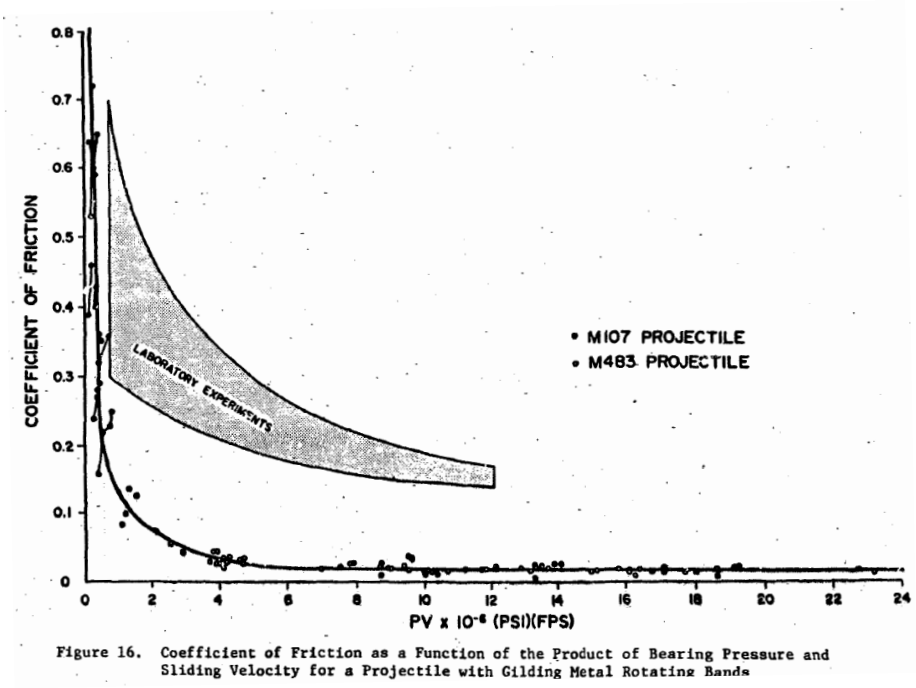


Figure 40 : Coefficient de frottement mesuré sur obus et sur tribomètre (Montgomery, 1976).

On remarque une nette différence entre les résultats issus du laboratoire et ceux issus des mesures sur obus. Cette différence est attribuée à l'apparition du film liquide provenant de la fusion locale de la surface de la ceinture en contact avec le tube lors du processus de gravure lors des tirs. En effet, si le frottement crée une élévation de température suffisante à la surface des corps en contact, le coefficient de frottement s'effondre dû à l'apparition du film liquide (Barquins, 1994) (Fillot, 2004). Ce phénomène n'est pas présent dans les essais au tribomètre.

Le passage d'un frottement sec à lubrifié s'effectue aux alentours de 10cm d'enfoncement dans le tube après la mise à feu des charges (Montgomery, 1983). Cette évolution du coefficient de frottement est nette et peut être observée sur la Figure 41.

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

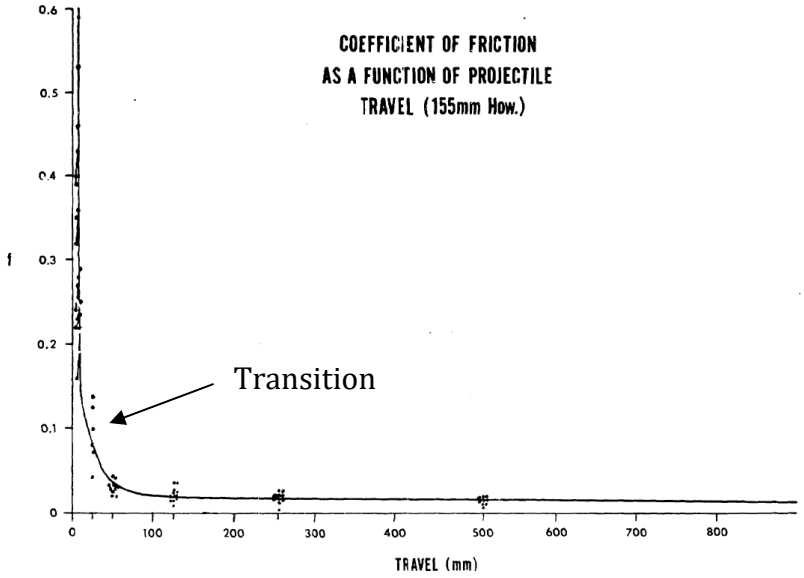


Figure 41 : Variation du coefficient de frottement en fonction de l'avance dans le tube (Montgomery, 1983).

Le coefficient de frottement établi lors des contacts à grande vitesse est donné par :

$$\mu = \frac{2\lambda_p(T_{mp} - T_0)}{PV\sqrt{\pi\, a_p\, H_p/V}} \qquad (2\text{-}10)$$

avec λ_p conductivité thermique de la ceinture (W/mK), T_{mp} température de fusion de la ceinture (K), T_0 température initiale de la ceinture et du tube (K), P pression de contact (Pa), V vitesse de glissement (m/s), a_p diffusivité thermique de la ceinture (m^2/s) et H_p largeur de la ceinture (m) (Ristic, et al., 2005) (Lisov, 2006). En appliquant la formule (2-10), on peut estimer l'évolution du coefficient de frottement en fonction de la vitesse de glissement et des paramètres matériau :

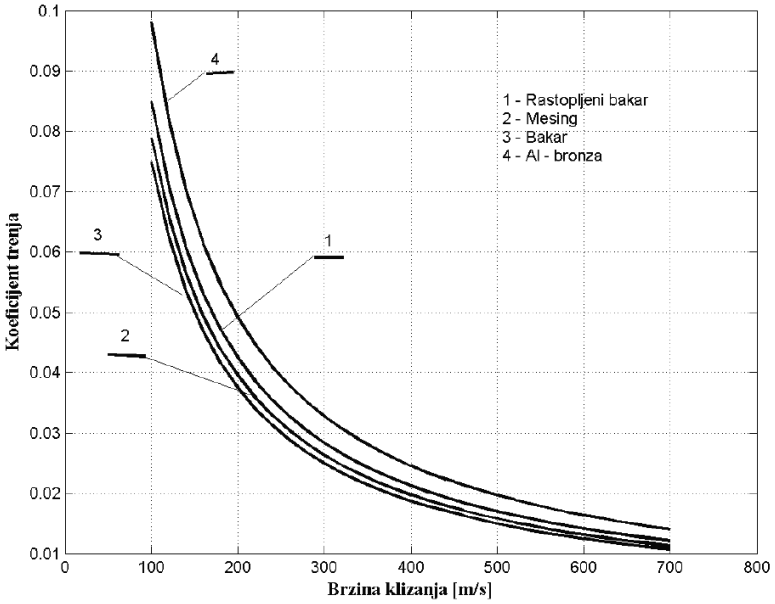


Figure 42 : Courbes $\mu(vitesse\ de\ glissement)$ issues de (Ristic, et al., 2005).
1-cuivre fondu / 2-laiton / 3-cuivre / 4- aluminium – bronze

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

Le modèle présenté ci-dessus a été déterminé dans le cadre du processus de gravure et du parcours de tube. On ne peut cependant pas les exploiter en l'état pour étudier la MàP, car ces travaux prennent en compte des vitesses de frottement trop grandes correspondantes à la balistique intérieure.

Dans le cadre de cette thèse, on se place dans le cas d'un frottement sec à faibles vitesse et pression rendant le coefficient de frottement et d'usure très volatile (Montgomery, 1976). De grandes incertitudes sont à prévoir sur les essais au tribomètre.

2.7.2. Usure

L'usure est le deuxième phénomène caractéristique du contact. Il est défini comme la perte de matière due à un mouvement relatif tangentiel du corps 1 par rapport au corps 2. Pour chaque corps (i allant de 1 à 2), on peut définir :

- Un volume usé : $V_{u,i}$;
- Une profondeur d'usure : Δz_i.

Pour une surface de contact constante (S_c), le volume usé s'exprime comme :

$$V_{u,i} = \int_{S_c} \Delta z_i \mathrm{dS} \tag{2-11}$$

Le résultat de cet enlèvement de matière est la projection dans l'environnement de débris issus des deux corps (Fillot, 2004) (Felder & Montmitonnet, 2015). Lors du frottement sec acier / cuivre, on observe des fragments de cuivre qui se détachent de la surface de cuivre ainsi que l'enlèvement de petites particules d'acier ((Taylor & Morris, s.d.) travaux cités par (Armad & Picard, 1970)). Ces observations ont été faites pour un frottement considéré comme représentatif du frottement ceinture / tube lors de la phase de balistique intérieure. On peut relier cette usure à une forme d'encuivrage (*c.f.* sous-partie 2.3.2).

L'usure possible d'une pièce suite à l'action d'une particule dure est définie par différents mécanismes (Kennedy & Hashmi, 1998). La Figure 43 suivante documente ces mécanismes.

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

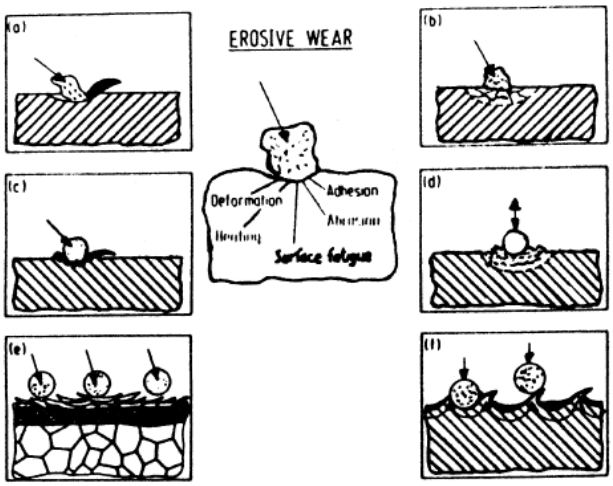


Fig. 12. Erosive wear due to particle impact: (a) microcutting and microploughing; (b) surface cracking; (c) extrusion of material at the exit end of the impact craters; (d) surface and subsurface fatigue cracks due to repeated impacts; (e) formation of thin platelets due to extrusion and forging by repeated impact; (f) formation of platelets by a backward extrusion process.

Figure 43 : Présentation des mécanismes d'usures (Kennedy & Hashmi, 1998) .

Les principaux phénomènes en jeu sont : déformation, adhésion, abrasion, fatigue de surface, effets thermiques (Kennedy & Hashmi, 1998). Il conviendra de déterminer l'influence de chaque phénomène lors du choc de mise à poste.

Une grandeur caractéristique de l'usure de contact est la vitesse d'usure :

$$k = \frac{V_{u,i}}{PL} \tag{2-12}$$

où P est la force normale et L la longueur de glissement. C'est la loi d'usure de Preston-Archard. En prenant en compte la dureté H_V et par analyse dimensionnelle on peut déterminer le coefficient d'usure d'Archard et donc le volume enlevé :

$$k = k^*/H_V \tag{2-13}$$

$$V = k^* \frac{PL}{H_V} \tag{2-14}$$

La grandeur k^* est une grandeur sans dimension caractéristique du matériau.

En fonction des matériaux utilisés et des sollicitations de contact k peut-être variable. Il convient donc d'être très vigilant lors des applications de cette loi et lors des essais associés pour faire en sorte d'effectuer l'ensemble des travaux pour des valeurs de pression de contact du bon ordre. Par exemple, il est montré que pour un frottement laiton/acier $k(P_{fort}) \approx 5k(P_{faible})$ (Felder & Montmitonnet, 2015).

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

Tableau 1 – Frottement et usure de pièces frottant à sec dans un contact entre cylindres croisés sous une force normale P = 4 N et une vitesse de glissement Δv = 1,8 m/s [1]				
Matériaux (usure et dureté HV du matériau de droite)		μ	$k=V/(PL)$ nPa^{-1}*	$k^*=V\ HV/(LP)=kHV$
Acier doux	Acier doux	0,62	4.10^{-2}	$2,3.10^{-3}$
Acier à outil durci	Laiton 60/40	0,24	6.10^{-4}	2.10^{-4}
	PTFE	0,18	5.10^{-5}	8.10^{-6}
	Stellite	0,6	8.10^{-6}	$1,8.10^{-5}$
	Inox ferritique	0,53	$6,75.10^{-6}$	5.10^{-6}
	Polyéthylène	0,65	$7,5.10^{-7}$	4.10^{-8}
WC-Co	WC-Co	0,35	5.10^{-8}	3.10^{-7}
(* ou mm^3.m^{-1}.N^{-1})				

Figure 44 : Paramètres de contact pour différents matériaux (Felder & Montmitonnet, 2015).

La Figure 44 nous fournit les paramètres de contact en fonction des matériaux des corps 1 et 2. Souvent, il y a corrélation entre μ et k mais elle dépend des caractéristiques mécaniques et géométriques du contact (Felder & Montmitonnet, 2015). Il existe de nombreux modèles d'usure associés à des essais particuliers. Ceux-ci sont plus performants que le modèle théorique de Preston-Archard mais seulement dans un domaine restreint (Fillot, 2004).

Il convient de noter un exemple de modèle d'usure utilisé dans le domaine de l'artillerie. L'usure pour une ceinture en métal est exprimée par l'équation :

$$V_{usé} = \frac{W h^3}{l^2 \mu U \delta} \tag{2-15}$$

où $V_{usé}$ est le volume usé par unité de longueur (cm^3/cm), W est la force sur l'élément glissant (N), h est l'épaisseur du film fondu (cm), l le petit côté de l'élément glissant (cm), U la vitesse de l'élément glissant (cm/s) et δ un ratio de forme (Ns/cm^2). Ce modèle est utilisé lors de la phase de gravure (Stiffler, 1984).

Au cours de cette thèse, on se dotera de modèles d'usure en fonction du besoin.

2.7.3. Adhésion

On parle de phénomène d'adhésion lorsqu'il y a formation de liaisons intermoléculaires ou intramoléculaires à la surface de contact entre les deux corps (Fillot, 2004). Ce type de liaisons se forme de façon préférentielle entre deux surfaces métalliques propres pressées en contact. Ces liaisons doivent être vaincues pour permettre le déplacement relatif des corps en contact. On peut alors dire que le frottement est en grande partie le résultat de l'adhésion métal / métal (Barquins, 1994).

Ces considérations ont lieu à l'échelle de la microstructure. À l'échelle macroscopique, les effets d'adhésion entre métaux sont pris en compte dans le coefficient de frottement :

$$\mu_{macroscopique} = \mu_{adhésion} + \mu_{labourage} \tag{2-16}$$

où le terme de labourage correspond à la formation de sillon dans le corps en contact le plus mou.

Finalement, dans le cadre de cette thèse, on restera à l'échelle macroscopique et le discernement des effets d'adhésion ne sera pas fait. On utilisera une approche globale de type Coulomb.

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

2.8. Mécanique de l'impact

Les interactions de contact à grande vitesse font l'objet d'un pan d'étude à part. De nombreuses recherches ont été effectuées dans ce domaine. Dans le cas des impacts, la théorie considère qu'il existe une onde de contrainte qui traverse le matériau (Johnson, 1985). Par exemple, le rebond d'un objet à l'impact est dû à la réflexion de l'onde de contrainte créée par le choc. Cette onde se déplace à une vitesse qui dépend des paramètres matériau :

$$c_0 = \sqrt{E/\rho} \tag{2-17}$$

Pour l'acier, on a $c_0 = 5\,200$ m/s et pour le cuivre, on a $c_0 = 3\,700$ m/s. c_0 est nommée vitesse d'onde élastique ou *elastic wave velocity*. Si la vitesse est grandement inférieure à la vitesse d'onde élastique, on peut considérer le modèle comme quasi-statique.

$\frac{\rho V^2}{Y_d}$ est un paramètre adimensionné qui décrit le comportement de la matière suite à un impact où Y_d est limite de résistance dynamique ou *dynamic yield strenght*. Le régime d'impact est déterminé en fonction de la vitesse d'arrivée :

Régime	$\frac{\rho V^2}{Y_d}$	**Vitesse approx V(m/s)**
Elastique	$< 10^6$	< 0.1
Indentation totalement plastique	$\sim 10^{-3}$	~ 5
Limites de la théorie de l'indentation peu profonde	$\sim 10^{-1}$	~ 100
Grande déformation plastique, début du comportement hydrodynamique	~ 10	$\sim 1\,000$
Impacte hypervéloce	$\sim 10^3$	$\sim 10\,000$

Figure 45 : Régimes d'impact (Johnson, 1985).

Pour les vitesses en jeu lors de la mise à poste, on se situe à la limite entre le comportement élastique et l'indentation totalement plastique.

Bien qu'il soit complexe de déterminer analytiquement une force d'impact, il existe des approximations comme :

$$F_{\text{impact}} = v\sqrt{k_{E_{eq}} m} = v\,\frac{m}{\Delta t} \tag{2-18}$$

$$\Delta t = \sqrt{m/k_{E_{eq}}} \tag{2-19}$$

où v est la vitesse de l'impacteur, m la masse de l'impacteur et $k_{E_{\text{eq}}}$ la rigidité élastique équivalente (Delhomme, 2005). Selon les données de la bibliographie, lors du chargement, l'effort d'impact est d'environ 100kN.

Lors du chargement, les vitesses mises en jeu sont trop élevées pour ne pas prendre en compte les effets dynamiques. Cependant, les vitesses sont par ailleurs trop faibles pour entrainer une transition importante de comportement. L'emploi de simulations numériques fondées sur la théorie des éléments finis semblent donc adapté pour traiter ce genre de cas médian.

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

2.9. Calcul éléments finis

Pour l'ensemble de ces travaux de thèse, on privilégiera l'emploi de simulations par éléments finis comme méthode de résolution numérique de problèmes mécaniques de contact. Bien que d'autres méthodes existent comme celle des éléments de frontière utilisée par Andersson (1979) et Batra (1981) pour des problèmes de contact, l'emploi des éléments finis reste la méthode la plus plébiscitée (Zhong, 1993). Ce choix permet aussi de facilité le dialogue avec l'industriel partenaire de la thèse.

2.9.1. Schéma de résolution

Les bases du calcul éléments finis font partie des cours de niveau master. On en trouve de nombreux dont par exemple (Oudin, 2008). De façon relativement simple, la résolution d'un problème par la méthode des éléments finis est un ensemble de processus visible sur la Figure 46.

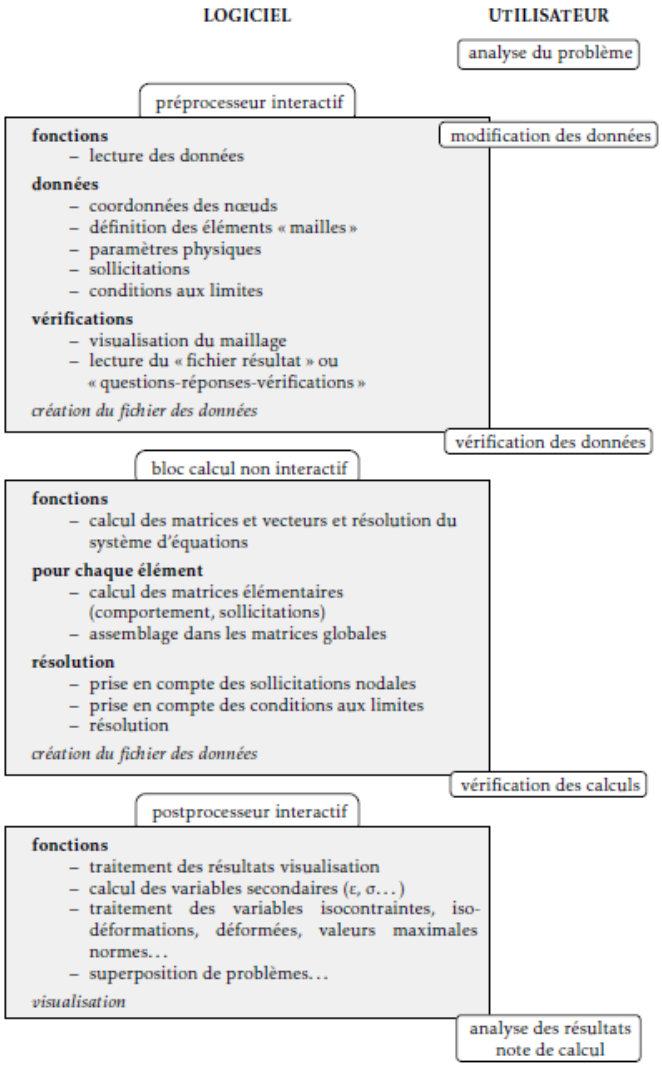


Figure 46 : Schéma de résolution d'un problème par la méthode des éléments finis (Oudin, 2008) .

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

Pour notre application, il faut aller plus loin pour prendre en compte les non-linéarités dont le contact. Huit principaux « ingrédients » sont nécessaires pour la résolution de problèmes de contact par la méthode des éléments finis (Zhong, 1993) :

1. Formulation variationnelle : elle sert de base à la discrétisation ;
2. Formulation des éléments : elle permet de déterminer la contribution de chaque élément aux matrices de masse et de raideur ainsi qu'au vecteur force ;
3. Modélisation de matériau : elle documente le lien contrainte déformation et impacte la formulation des éléments ;
4. Loi de frottement : elle documente le frottement s'il est pris en compte ;
5. Méthode de prise en compte de contact : elle permet de déterminer les efforts de contact en suivant les contraintes de contact ;
6. Algorithmes de contact : permettent de détecter le contact et de déterminer la position des éléments en contact ;
7. Méthode d'intégration du temps : permet de prendre en compte les évolutions temporelles ;
8. Linéarisation et procédure itérative : permet de transformer un problème non-linéaire en une série de problèmes linéaires.

À partir de ceux-ci, le problème non-linéaire avec contact est décrit par l'équation suivante :

$$M\ddot{u}(t) + C(\dot{u}(t), u(t)) + K(u(t)) = F(t) + F_c(t) \tag{2-20}$$

avec t le temps, u est le vecteur déplacement, F et F_c sont les vecteurs décrivant les efforts respectivement extérieurs et de contact. M, C et K sont respectivement les opérateurs de masse, de pseudo-amortissement et de pseudo-raideur. Ces deux derniers portent les non-linéarités de viscoplasticité et de grandes déformations.

Pour résoudre le problème, on peut définir deux types de condition en déplacement ou en effort sur les limites du domaine :

- Condition de Dirichlet : u_d (déplacement donné) ;
- Condition de Neumann : f_d (effort donné).

En plus des conditions aux limites, celles de Signorini et de Coulomb sont ajoutées pour décrire le contact entre les différents corps. Celles-ci sont décrites plus en détails dans la partie 2.9.3.

Pour résoudre ce type de système implicite, la méthode de Hilber-Hugues-Taylor (HHT) est la plus employée (Hilber, et al., 1977). Le schéma de discrétisation sans amortissement, est du type :

$$Ma_{n+1} + (1 + \alpha_{\mathrm{HHT}})K(d_{n+1}) - \alpha_{\mathrm{HHT}}K(d_{n+1}) = F_{n+1} + F_{c\,n+1} \tag{2-21}$$

$$\begin{cases} d_{n+1} = d_n + \Delta t v_n + \Delta t^2 \left(\left(\frac{1}{2} - \beta \right) a_n + \beta a_{n+1} \right) \\ v_{n+1} = v_n + \Delta t \left((1 - \gamma) a_n + \gamma a_{n+1} \right) \end{cases} \tag{2-22}$$

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

On note que d_n, v_n et a_n sont les approximations de $u(t_n)$, $\dot{u}(t_n)$ et $\ddot{u}(t_n)$ respectivements. $\alpha_{\mathrm{HHT}}, \beta$ et γ sont des paramètres définis par l'utisateur qui permettent d'influer sur l'amortissement numérique. Pour ce type de discrétisation, la convergence est souvent complexe à obtenir et peut nécessiter l'emploi de petits pas de temps. Abaqus, logiciel de Dassault Systèmes, est reconnu pour ses performances lors de la résolution de ce type de problèmes non-linéaires impliquant la résolution du contact. Il a donc été choisi comme logiciel de simulation pour ces travaux de thèse.

Pour que le schéma HHT soit linéairement stable, on doit avoir :

$$\begin{cases} \beta = \dfrac{1}{4}(1 + |\alpha_{\mathrm{HHT}}|)^2 \\ \gamma = \dfrac{1}{2} + |\alpha_{\mathrm{HHT}}| \end{cases} \tag{2-23}$$

Si $\alpha_{\mathrm{HHT}} = 0$, l'énergie est préservée. Ce cas particulier est appelé méthode de Newmark. Si des non-linéarités apparaissent dans la simulation (contact, plasticité, …) cette caractéristique n'est pas préservée ; de l'énergie peut être produite ou dissipée de manière non-physique (Negrut, et al., 2006) (Acary, 2020). Sans modifier le schéma d'intégration, il est possible de contrer la variation d'énergie totale. Par exemple dans le logiciel Cast3M, on équilibre à postériori le pas de calcul en modifiant la vitesse des éléments de frontières (Verpeaux & Charras, 2003). Cette méthode n'est pas disponible nativement dans le logiciel Abaqus. Lors de la simulation du contact cône sur cône en implicite, il faudra donc porter une attention particulière à la conservation de l'énergie.

La spécificité des simulations à venir est la prise en compte de trois non-linéarités majeures : le contact frottant, la plasticité et les grandes déformations.

2.9.2. Types d'éléments

Un élément est défini par son ordre ou son type. Cette caractéristique documente la description des arêtes de l'élément. Plus le nombre de nœuds pour décrire une arête est élevé plus l'ordre sera élevé. En utilisant au maximum 4 nœuds pour une arête, on peut construire les trois types d'éléments 1D les plus connus :

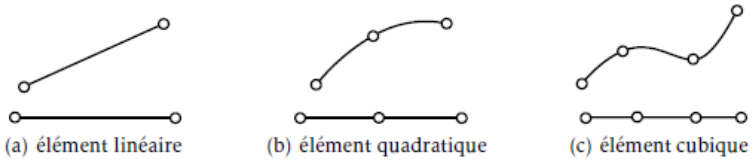


Figure 47 : Vues issues de (Oudin, 2008).

L'utilisation d'éléments avec un ordre élevé permet de décrire plus précisément des profils complexes sans augmenter le nombre de mailles. En revanche, on augmente le nombre de nœuds et donc le nombre de degrés de liberté. Des vues d'éléments classiques sont présentées sur la Figure 47.

En général, la déformation le long de l'arête est considérée du même ordre que l'élément. Un élément quadratique aura donc une déformation quadratique le long de son arête.

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

De manière similaire aux éléments 1D, il est possible de définir des éléments plans ou volumiques. Chacun d'entre eux est utilisable pour une représentation particulière. En général, un type d'élément peut être défini à partir de la forme de ses surfaces qui définissent sa géométrie :

- Elément Tri, réalisé à partir de triangle, défini par 3 nœuds en 2D ou 6 nœuds en 3D ;
- Elément Quad, réalisé à partir de carré défini par 4 nœuds en 2D ou 8 nœuds en 3D.

De manière générale, on préfère utiliser des éléments Quad car les éléments Tri sont jugés plus raides. Ce phénomène vient de la fonction de forme de chaque type d'élément (Nelson, 2019).

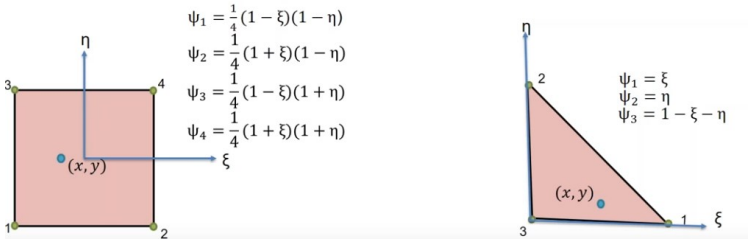


Figure 48 : Fonctions de formes (Nelson, 2019).

La Figure 48 présente les fonctions de formes associées à chaque type d'élément linéaire en 2D mais le résonnement est analogue pour un élément 3D. Chaque fonction de forme est composée des deux variables ξ et η pour l'élément Quad et seulement d'une de ces variables pour l'éléments Tri. Cela implique une variation linéaire de la déformation le long de l'élément Quad et une constance de la déformation le long de l'élément Tri. Ainsi, pour un même chargement, une pièce paraitra plus résistance si elle est simulée par des éléments Tri que par des éléments Quad. La Figure 49 illustre que ce phénomène est le résultat d'un lissage de la contrainte dans les éléments Tri. Les variations de celle-ci sont limitées notamment dans les zones de concentration de contraintes.

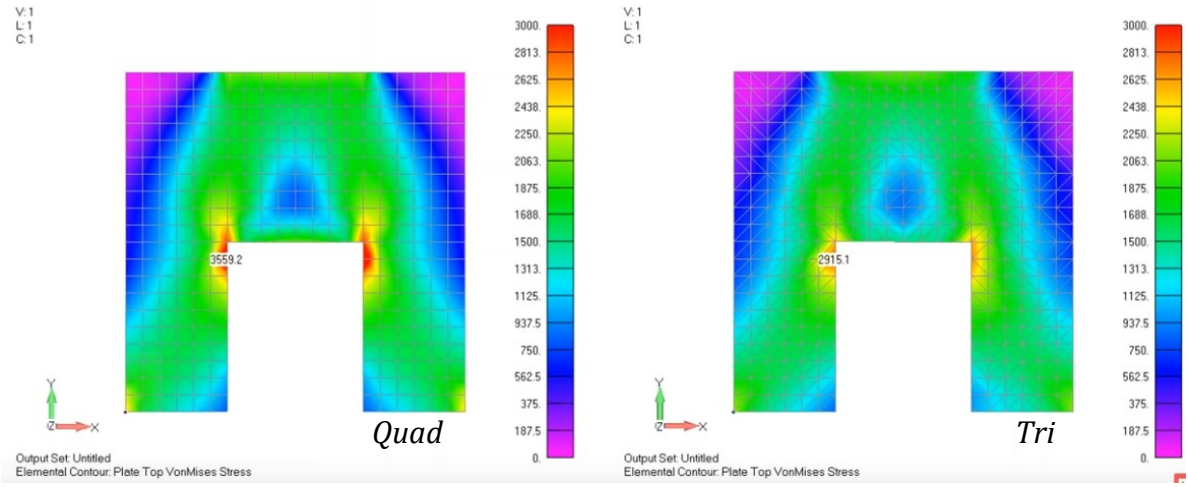


Figure 49 : Comparaison résultats Quad/Tri (Nelson, 2019).

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

L'objectif du procédé de maillage est de minimiser le nombre d'éléments Tri dans le modèle tout en évitant des éléments trop distordus. Un élément est jugé distordu si au moins un angle formé par deux arrêtes dépasse 45°. En fonction de la précision de la solution recherchée, le maillage peut être raffiné localement dans les zones d'intérêts ou globalement à l'échelle de la pièce. Après un raffinement local, le maillage obtenu est hétérogène. Il est composé de zones avec des tailles d'éléments diverses. Pour raccorder ces zones les unes aux autres, les éléments Tri sont communément employés. Ils permettent de créer facilement une transition de densité de maillage sans casser la connectivité et sans de générer d'élément distordu.

2.9.3. Gestions des contacts

Pour maitriser les simulations de contact, il faut tout autant maitriser son implémentation dans les codes de calcul que de comprendre le phénomène.

Un pan entier de la recherche s'attache à développer les meilleures méthodes pour prendre en compte les différents types de problèmes de contact (corps élastiques ou élastoplastiques, avec ou sans frottement, …). On peut trouver une synthèse de ces travaux dans l'ouvrage (Yastrebov, 2013).

Lors d'un calcul éléments finis avec la prise en compte de contacts, il faut résoudre à la fois la déformation des pièces et le contact entre les différentes pièces. Pour se faire, on a recours à plusieurs boucles d'itérations chacune gérant soit la déformation soit le contact. Il existe deux façons principales de résoudre et d'obtenir la convergence de la déformation et du contact :

- Soit la boucle de contact est effectuée après la boucle de déformation ;
- Soit la boucle de contact est imbriquée dans la boucle de déformation.

Dans les deux cas, ce processus est itéré dans une boucle générale jusqu'à convergence de la simulation.

Pour chaque pair de surfaces en contact, l'utilisateur choisi une surface maitre qui va mener l'interaction et une surface esclave qui va la subir. Ensuite, entre ces deux surfaces, une fonction gap (g) est définie. Celle-ci détermine pour chaque nœud de la surface esclave la distance à la surface maitre. On peut identifier différentes significations en fonction des valeurs de g :

- Si $g > 0$, on a séparation entre les surfaces *i.e.* il n'y a pas de contact ;
- Si $g = 0$, il y a contact entre les surfaces ;
- Si $g < 0$, il y a pénétration.

On note que dans la plupart des formulations, le maitre peut pénétrer l'esclave mais pas l'inverse (Kang, et al., 2024) (Dassault Systèmes, 2024).

La fonction gap est définie comme une distance entre deux, il faut donc d'abord discrétiser les surfaces de contact pour l'évaluer, cette discrétisation peut être faite de trois façons différentes en trois dimensions :

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

- Nœud à Nœud (N2N) ;
- Nœud à Surface (N2S) ;
- Surface à Surface (S2S).

La méthode de discrétisation la plus simple est la N2N mais elle nécessite d'avoir correspondance entre le maillage du maitre et celui de l'esclave. Cette description du contact n'est adaptée que dans les cas de petits déplacements (Zhong, 1993). Pour pallier cette difficulté, la méthode N2S a été développée. Dans cette deuxième méthode, les nœuds de la surface esclave sont directement projetés sur la surface maitre. Ainsi, l'esclave n'est décrit que par ses nœuds alors que le maitre n'est décrit que par la surface décrite par ses nœuds. Si la surface esclave n'est pas assez discrétisée pour résoudre le contact finement en N2S, le contact peut être déterminé grâce à une formulation surface à surface *i.e.* on utilise la méthode S2S. On considère aujourd'hui que cette dernière méthode fournit les meilleurs résultats car elle lisse les deux surfaces de contact et assure un bon comportement en moyenne sur toute l'interface en réduisant grandement les effets locaux qu'on pouvait observer en N2S et N2N (Konyukhov & Schweizerhof, Computational Contact Mechanics) (Dassault Systèmes, 2024).

La fonction *gap* permet de détecter le contact. Ensuite, il faut évaluer le comportement normal et tangentiel du contact. La réaction normale de la surface est la plus importante car c'est elle qui va être le support de la résolution tangentielle. Il existe plusieurs stratégies de comportement de contact normal (Stadter & Weiss, 1979). Abaqus, dans sa documentation (Dassault Systèmes, 2024), nous propose plusieurs formulations du contact normal dont principalement :

- « Hard contact » : le contact dur est l'approche considérée comme exacte fondée sur la condition de non pénétration de Signorini (Signorini, 1959) ;
- « Tabular » : le contact tabulaire considère un comportement de contact linéaire par morceaux ;
- « Soft linear » : le contact linéaire considère qu'il existe une loi linéaire qui lie la pénétration des surfaces et la pression de contact ;
- « Soft exponential » : le contact exponentiel considère qu'il existe une loi exponentielle qui lie la pénétration des deux surfaces et la pression de contact.

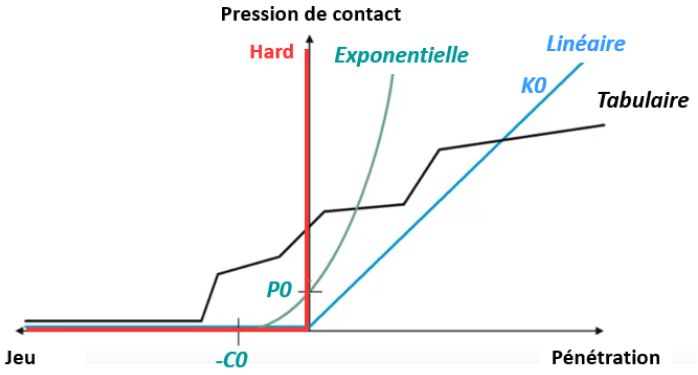


Figure 50 : Différentes lois de contact proposées par Abaqus.

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

Les contacts considérés mous (soft) permettent de ne pas utiliser la multi-application décrite par Signorini. Des exemples sont tracés sur Figure 50. Ces approximations rendent la convergence de contact beaucoup plus aisée pour le code de calcul et peuvent augmenter les performances en temps de calcul. En revanche, elles introduisent des biais dans le contact autant au niveau géométrique *i.e.* pénétration que dans les niveaux de sollicitation retenus. Les implications dépendent fortement des paramètres utilisés et sont à déterminer au cas par cas (Dassault Systèmes, 2024).

Le comportement du contact tangentiel peut être défini à partir de celui du contact normal. La formalisation de ce lien le plus connu est le coefficient de frottement de Coulomb mais il est possible de définir d'autres conditions de contact ou même des fonctions pour définir un contact plus complexe (Dassault Systèmes, 2024). Dans ces travaux on se bornera principalement à l'emploi d'un coefficient de frottement de Coulomb μ.

2.10. Remaillage en éléments finis

L'objectif de cette thèse est d'être capable de simuler la mise à poste dans son ensemble. Pour ce faire, il faut simuler un parcours de la munition sur plusieurs mètres dans le tube ainsi que simuler finement les contacts avec ce dernier. Deux échelles sont donc à envisager. La mise en œuvre de stratégies de remaillage appliquées aux éléments triangulaires et quadrangulaires est donc nécessaire. On va ici en explorer certaines d'entre elles afin d'avoir une vue d'ensemble des méthodes actuelles.

Pour augmenter la précision d'un modèle éléments finis, il faut augmenter le nombre de degrés de liberté. Il existe deux grandes familles de méthodes : p-méthode ou h-méthode. La Figure 51 montre un exemple pour deux éléments quads.

Chaque méthode peut être employée seule ou en combinaison avec d'autres méthodes.

2.10.1. p-méthode :

Cette méthode diminue l'erreur d'intégration en augmentant l'ordre de la fonction de forme. Elle peut être efficace pour des maillages grossiers en augmentant la finesse de la discrétisation seulement sur les bords des éléments. L'augmentation d'ordre de la fonction de forme peut entrainer, dans certains cas, des vibrations parasites surtout proche des bords du modèle. Cette méthode est peu adaptée à la gestion de problème non-linéaire élastoplastique ou de structures minces (Babuška & Szabo, 1982) (Liang & Lin, 1995) (Salagame & D., 1997). Il semble que la p-méthode soit peu utilisée aujourd'hui.

2.10.2. h-méthode :

Cette méthode diminue l'erreur d'intégration en augmentant le nombre d'éléments. L'objectif est de diminuer correctement l'erreur de discrétisation spatiale pour trouver le bon compromis entre précision et coût de calcul (Koliesnikova, 2020). La h-méthode est

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

la solution la plus intuitive pour remédier aux erreurs de discrétisation tout en conservant un maillage régulier.

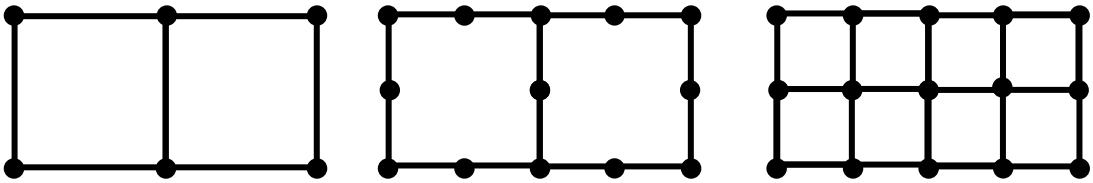


Figure 51 : Illustration p/h-méthode.

Dans (Moreau, et al., 2005), les auteurs proposent un exemple d'application de cette méthode. Ils montrent qu'il n'existe qu'une seule façon de raffiner des éléments en garantissant la non distorsion des éléments créés. Celle-ci est illustrée sur la Figure 52.



Figure 52 : Raffinement d'éléments (Moreau, et al., 2005).

En fonction des déformations et des sollicitations, un tel raffinement n'est pas toujours possible. Dans ce cas, on va raffiner par itération autour de la zone pour assurer la conformité des éléments. La stratégie est de raffiner dans les zones courbes et de déraffiner dans les zones planes. Les éléments issus du raffinage local du maillage héritent des champs tandis que les éléments issus du déraffinage obtiennent des champs moyennés à partir des valeurs des champs du maillage initial. Pour activer le processus de raffinement et de déraffinement, les chercheurs ont construit un critère géométrique : ils évaluent l'angle entre la normale à l'élément et la normale à ses sommets ; il y a activation de l'une des procédures si on dépasse une certaine valeur angulaire. Cette approche est particulièrement efficace dans le cas des simulations en éléments coques.

2.10.2.1. Correction de défaut local

Koliesnikova, lors de sa thèse (Koliesnikova, 2021), étudie différentes méthodes de remaillage. On note l la longueur du défaut et L la longueur de la pièce. Pour la simulation avec des échelles différentes, on peut étudier la grandeur l/L pour déterminer la différence d'échelle :

- Si on a : $l/L \approx 1/4, \dots, 1/10$, on est face à des phénomènes localisés qui peuvent être modélisés avec des méthodes de raffinement adaptatif de maillage ;
- Si on a : $l/L << 1$, on est face à des phénomènes macroscopiques et on doit plutôt mettre en œuvre des procédés d'homogénéisation.

Le concept de raffinement adaptatif de maillage repose sur la résolution à différents niveaux (global ou local) de la matrice de raideurs.

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

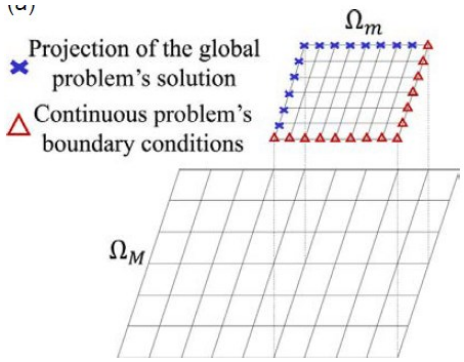


Figure 53 : Niveaux global et local pour la LDC (Koliesnikova, 2021).

Dans la Figure 53, Koliesnikova et al illustrent les deux niveaux de la méthode *local defect correction* (LDC) ou correction de défaut local. Dans les faits, on va résoudre la matrice de raideur globale sur Ω_M et la matrice locale de raideur sur Ω_m indépendamment. Ensuite, la solution locale est utilisée pour corriger la solution globale. Cette méthode de remaillage a deux faiblesses :

- Pas d'homogénéisation globale des contraintes. Si on souhaite obtenir les contraintes dans un endroit qui a été raffiné il faut enregistrer les valeurs obtenues au niveau local ;
- Si le défaut est localisé dans le modèle, on doit supposer des conditions aux limites.

2.10.3. s-méthode

Il existe aussi une méthode basée sur le couplage du maillage grossier et de maillages raffinés locaux. La résolution s'effectue sur le maillage global et les maillages locaux en même temps. Cela entraine la résolution d'un grand système de calculs. Les relations d'interface demandent un traitement spécifique (Fish, 1992) (Yue & Robbins, 2005) (Koliesnikova, 2020).

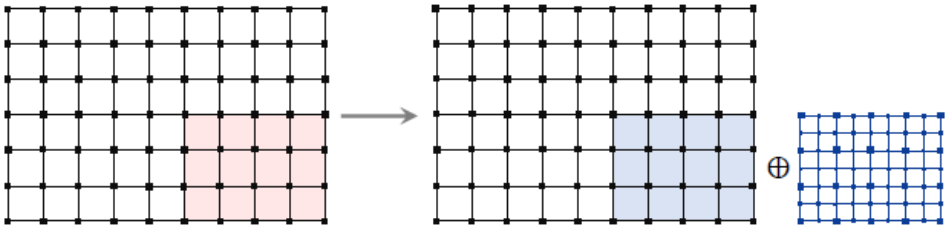


Figure 54 : Maillage raffiné généré avec la stratégie s-méthode (Koliesnikova, 2020).

Cette méthode permet de faire coexister, dans une même résolution, le maillage grossier et les maillages fins.

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

2.10.4. r-méthode

Cette méthode est fondée sur la migration des nœuds du maillage vers la zone d'intérêt. Pour cette méthode, la composition du maillage ne va pas être altérée, les nœuds sont simplement déplacés. On va donc obtenir un maillage influencé par le chargement extérieur : la zone d'intérêt est densifiée en nœuds alors que le reste de la pièce est raréfié.

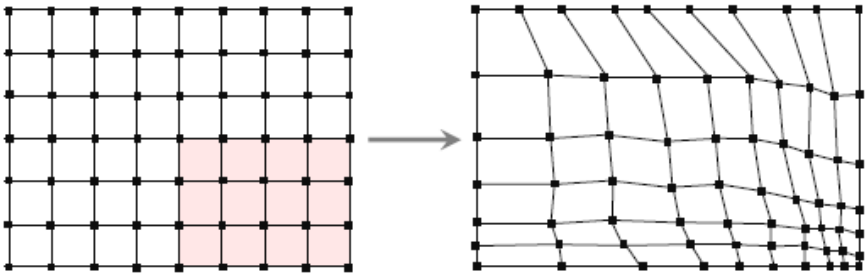


Figure 55 : Maillage raffinés généré avec la stratégie r-méthode (Koliesnikova, 2020).

La Figure 55 montre que la mise en œuvre de la r-méthode entraine un maillage non régulier. Celle-ci est limitée par le nombre d'éléments du maillage initial mais elle permet de minimiser l'erreur locale sans augmenter le nombre de degrés de liberté à calculer (Ghosh & Manna, 1993) (Cao, et al., 1999).

2.10.5. Estimateur d'erreur

Pour mettre en place ces méthodes de remaillage, on doit identifier les zones les moins bien simulées. Pour cela, on doit être capable de déterminer l'erreur locale.

Soit h la taille de l'incrément, d les données du problème, N le nombre d'éléments, u_h la solution numérique à un instant donné, u la solution exacte et ε l'erreur en déplacement ou en contrainte. On a donc $\varepsilon = \|u_h - u\|$, l'erreur en champ de déplacements. Avec une définition similaire, on peut aussi considérer l'erreur en champ de contraintes.

Il existe de nombreux estimateurs d'erreurs dont les principaux (Koliesnikova, 2020) réparties en deux types :

- Estimateur d'erreur a priori : il existe α tel $\varepsilon \leq Ch^{\alpha}$ avec C une constante. En pratique, à cause de la complexité d'estimer C et α, cet estimateur renseigne sur la vitesse de convergence et pas sur l'erreur absolue (Aziz & Babuška, 1972) (Ciarlet, 2002);
- Estimateur d'erreur a posteriori : on introduit la fonction ξ telle que $\varepsilon \leq \xi(u_h, h, d)$. Après chaque itération, l'erreur est calculée à partir de la solution approchée ;

Pour les estimateurs a postériori, il convient de noter certains types :

- Estimateur basé sur les bases hiérarchiques : on compare les solutions numériques u_h calculées sur des maillages raffinés à des niveaux différents (Bank & Smith, 1993) (Bergallo, et al., 2000) (Biotteau, et al., 2012) ;

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

- Estimateur basé sur l'analyse duale : on compare les solutions numériques u_h issue de la formulation en déplacement et de la formulation en contraintes. Cet estimateur est peu répandu dans les codes de calculs industriels (Debongnie, et al., 1995) (Kempeneers, et al., 2010) ;

- Estimateur basé sur la relation de comportement : on calcule la solution u_h et le champ de contraintes admissible indépendamment. On vient comparer ce champ de contraintes à celui généré par la solution u_h au travers de la loi matériau (Ladevèze & Leguillon, 1983) (Ladevèze & Pelle, 2004) ;

- Estimateur basé sur le modèle fils : on se fonde sur les résultats d'un modèle intermédiaire (même modèle mais conditions aux limites différentes) pour estimer l'erreur même s'il manque certaines données par rapport au modèle objectif (Pavot, 2016) ;

- Estimateur d'erreur en quantité d'intérêt : on vient comparer la solution obtenue par calcul sur une grandeur physique donnée. Cette approche permet de bien maitriser cette grandeur physique dans le système que l'on modélise (Peraire & Patera, 1998) (Prudhomme & Oden, 1999) (Becker & Rannacher, 2001) (Bespalov, et al., 2019). Par exemple, pour l'interface conique, une estimation de l'erreur suivant l'effort axial au montage pourrait être judicieuse ;

- Estimateur basé sur le défaut de régularité : Comme visible sur la Figure 56, la solution discrète est comparée à son interpolation par la fonction de forme (Zienkiewicz & Zhu, 1987). Cet estimateur est implémenté dans Abaqus pour évaluer l'erreur pour de nombreuses variables : énergie interne, contrainte de von Mises, déformation plastique, pression de contact, etc. (Dassault Systèmes, 2024).

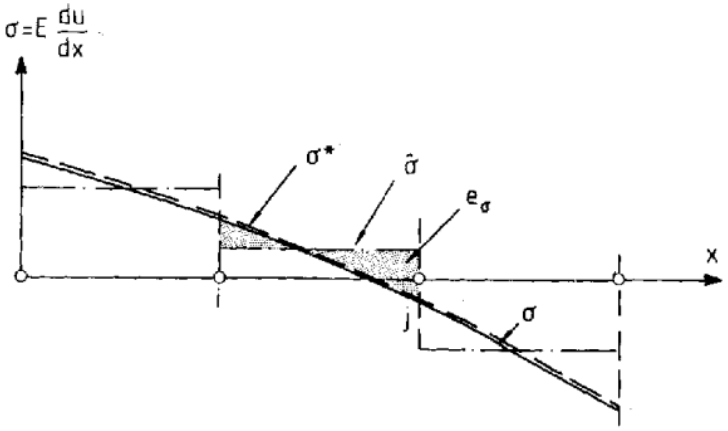


Figure 56 : Défaut de régularité $e_\sigma \approx \sigma^* - \hat{\sigma}$ (Zienkiewicz & Zhu, 1987).

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

Pour choisir l'estimateur d'erreur, on doit prendre en compte les critères suivants :

- Fiabilité : mathématiquement, si h tend vers zéro, l'erreur estimée doit suivre l'erreur réelle ;
- Indice d'efficacité : l'erreur doit être asymptotiquement nulle suivant la densification du maillage ;
- Estimation locale : pour remailler de façon adaptative, l'estimateur d'erreur doit fournir l'information de l'erreur au niveau des éléments ;
- Généricité : l'estimateur d'erreur doit être étendu à de nombreux domaines d'application ;
- Coûts : le coût de calculs de l'estimateur d'erreurs doit être acceptable.

Les travaux de thèse n'étant pas exclusivement sur l'implémentation de méthode numérique, les méthodes natives du logiciel Abaqus seront largement utilisées. De plus, l'emploi de l'estimateur de Zienkiewicz et Zhu sera choisi préférentiellement pour son efficacité et sa praticité (Koliesnikova, 2020).

2.10.6. Méthodes Abaqus

Au sein du logiciel Abaqus, il existe trois grandes techniques d'adaptation de maillage qui ont des objectifs différents (Dassault Systèmes, 2024). Le manuel utilisateur présente les trois techniques :

- Maillage adaptatif pour les calculs Arbitraires Lagrangiens-Eulériens (ALE) : Pendant un step d'une analyse explicite, on vient déplacer les nœuds d'un maillage existant pour limiter la distorsion (*c.f.* Figure 57) ;

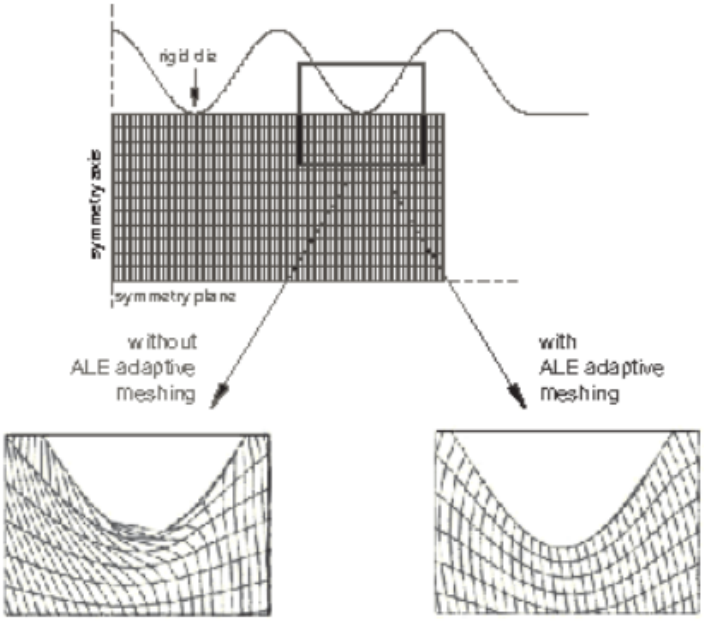


Figure 57 : Exemple de stratégie « ALE » (Dassault Systèmes, 2024).

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

- Remaillage adaptatif : À la fin de chaque simulation, pour chaque élément, l'erreur locale est évaluée. Grâce à ce renseignement, le cas échéant, la densification locale du maillage est modifiée. Cette méthode impose une simulation indépendante pour chaque maillage testé ;
- Correspondance maillage à maillage : Pendant un step d'une analyse implicite, on vient remplacer un maillage par un autre lorsque que le premier est trop distordu (*c.f.* Figure 58).

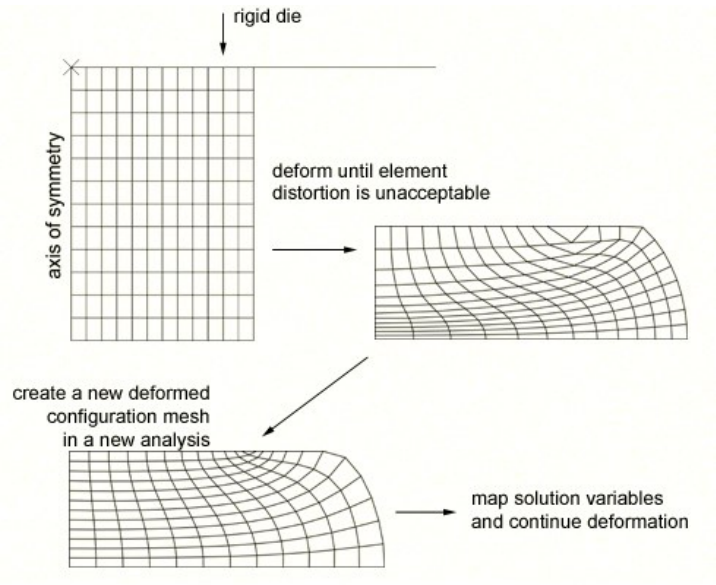


Figure 58 : Exemple de stratégie « correspondance maillage à maillage » (Dassault Systèmes, 2024).

	Accuracy	Distortion control	Single mesh	Multiple meshes	Adaptivity occurs
ALE adaptive meshing		√	√		Throughout a step
Adaptive remeshing	√			√	Separately from analysis steps
Mesh-to-mesh solution mapping		√		√	Between analysis steps

Figure 59: Comparaison des méthodes Abaqus (Dassault Systèmes, 2024).

La Figure 59 montre que ces méthodes ne permettent donc pas de générer un nouveau maillage et d'y appliquer des champs sans sortir d'une simulation. Il faut donc imbriquer le solveur dans un algorithme plus global qui va générer différents fichiers de données, lancer plusieurs analyses et permettre l'emploi de différents maillages (Giraud-Moreau, et al., 2019). Le transfert de champs est l'étape cruciale de ce genre de procédé. La Figure 60 propose un algorithme prenant en compte le remaillage en fonction de critères d'endommagement et géométriques. Dans notre application, le critère utilisé sera plutôt la contrainte ou la pression de contact.

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

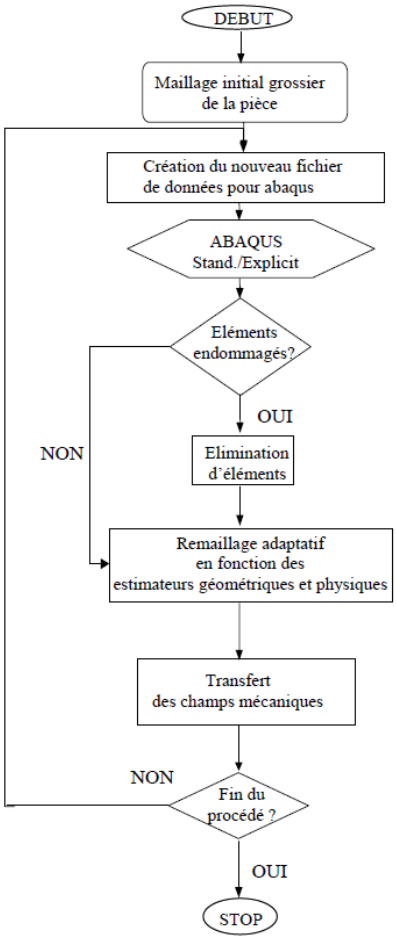


Figure 60 : Algorithme remaillage (Giraud-Moreau, et al., 2019).

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

2.11. Conclusion de la bibliographie

Cette étude bibliographique montre que l'industrie a identifié la mise à poste de projectile comme une phase complexe pouvant être optimisée. Après avoir investi énormément dans la maitrise des phénomènes de balistique intérieur, un besoin de comprendre les phénomènes d'interface et de caractérisation de l'assemblage tube/ceinture/obus se font sentir.

De plus, de nombreux travaux ont été effectués sur le contact développant les théories cadres. Malgré cela, il est toujours délicat de prédire le coefficient de frottement sans effectuer de mesures. Ces dernières sont jugées complexes à mener et à exploiter du au caractère multifactoriel dû coefficient de frottement : il dépend des matériaux utilisés, de leurs formes, de leurs états de surfaces, de la pression de contact, de la vitesse de glissement, etc.

Enfin, les travaux sur les aspects numériques montrent que beaucoup d'outils performants ont été développés précédemment et que l'enjeu de cette thèse réside plus dans l'exploitation judicieuse de ceux-ci que dans la création de nouveaux concepts.

Les travaux de thèse s'inscrivent dans une démarche d'amélioration de la modélisation de la liaison conique à partir de simulations éléments finis, d'essais mécanique, de tribologie et de coincement cône sur cône.

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

Chapitre 3. **Simulation éléments finis du chargement**

Sommaire :

3.1. Introduction *70*
3.2. Mise en données globale *70*
3.2.1. Formulation du problème 70
3.2.2. Définition des géométries considérées 71
3.3. Simulations coincement final *73*
3.3.1. Simulations axisymétriques 74
3.3.1.1. Maillage 74
3.3.1.2. Evolution de la courbe effort enfoncement 74
3.3.1.3. Cartographie des contraintes 76
3.3.1.4. Evolution de la pression de contact 77
3.3.1.5. Glissement partiel de l'interface 78
3.3.1.6. Stratégie de gestion de contacts 79
3.3.1.7. Coincement en dynamique 81
3.3.2. Simulations 3D 84
3.3.2.1. Prise en compte du rayage des tubes 85
3.3.2.2. Désalignement 87
3.4. Simulations du chargement complet *88*
3.4.1. Processus d'optimisation de la solution 89
3.4.1.1. Phase de vol libre 89
3.4.1.2. Phase de coincement 91
(a) Estimateur d'erreur global : 92
(b) Estimateur d'erreur local : 93
3.4.2. Résultats 95
3.5. Conclusion sur la partie numérique *97*

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

3.1. Introduction

Dans ce chapitre, l'ensemble du processus d'élaboration des simulations éléments finis de chargement du projectile est présenté. L'objectif de celui-ci est d'obtenir une modélisation numérique fidèle du processus complet de mise à poste. Il faut donc prendre en compte deux moments clés : le parcours du projectile dans le tube sans guidage appelé vol libre puis le coincement final du projectile dans le cône de forcement. Le premier est principalement composé de rebonds du corps projectile sur le tube lors du parcours de la chambre. Le second est le choc entre le cône de la ceinture et le cône du tube établissant la liaison conique.

Ce chapitre présente l'ensemble des développements utilisés pour simuler le chargement ainsi que leurs résultats de façon thématique. D'abord la mise en données globale est présentée, puis les éléments relatifs au coincement final (cône sur cône). L'étude du contact cône sur cône en axisymétrique sera l'occasion de présenter l'ensemble des phénomènes physiques particuliers observés lors du cycle de vie de la liaison. Enfin, le processus de simulation du chargement complet est décrit en prenant soin de présenter le processus d'optimisation et l'estimateur d'erreur couplé à un procédé de remaillage.

Les aspects purement industriels seront limités à leur *minimum*.

3.2. Mise en données globale

3.2.1. Formulation du problème

La plupart des technologies de chargement reposent sur la mise en mouvement d'un obus en le poussant dans le tube. En amont ou lors du parcours de la chambre, de l'énergie cinétique est accumulée par le projectile. Cette dernière est transformée, en partie, en énergie de déformation lors de l'impact de la ceinture sur le cône de forcement du tube. Cette compression élastoplastique de la matière va entrainer un effort de maintien entre le projectile et le tube. En effet, la matière de la ceinture déformée pousse sur le tube pour reprendre sa forme initiale formant une liaison complète. Si l'effort généré est suffisant et si l'obus est dans une position satisfaisante, l'obus est considéré à poste. Le processus à modéliser est schématisé sur la Figure 61.

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

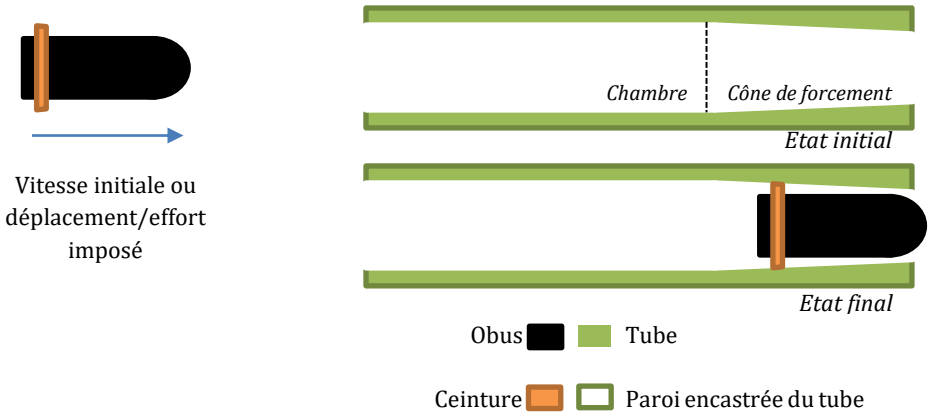


Figure 61 : Processus de chargement à modéliser.

Plusieurs hypothèses et conventions sont posées :

1. Le tube est simplifié et est encastré à ses extrémités. Il est raccourci et dégrossi pour ne garder que les surfaces fonctionnelles intérieures servant lors du chargement ;
2. La ceinture est supposée fixe sur le projectile ;
3. Le contact projectile/ceinture est supposé sans glissement et sans décollement ;
4. Le projectile est positionné devant l'entrée de la chambre du tube ; il peut être désaxé ou désaligné ;
5. Le projectile est mis en mouvement par une vitesse initiale ou par une consigne de déplacement ou d'effort.

En se référant à la bibliographie (partie 1.3.2), il semble qu'à priori le sertissage de la ceinture sur le corps du projectile entraîne des contraintes bien plus grandes que lors du chargement. Cela justifie les hypothèse 2 et 3.

De manière générale, le schéma d'intégration temporel employé est implicite autant pour les calculs statiques que pour les calculs dynamiques. Ce choix est issu directement des possibilités accrues offertes nativement par Abaqus lors de calculs implicites : les simulations statiques et dynamiques peuvent s'enchainer aisément et les stratégies de contact proposées sont plus développées.

3.2.2. Définition des géométries considérées

De manière générale, on considère trois pièces dans nos simulations :

- Le tube : tube en acier haute performance de plusieurs mètres de longueur composé d'une chambre et d'un cône de forcement. Il peut être rayé ou non. C'est le cône femelle de la liaison étudiée ;
- Le projectile : tube en acier de moins d'un mètre ogivé à l'avant d'une cinquantaine de kilos ;

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

- La ceinture du projectile : tube en cuivre d'une quinzaine de millimètres monté sur le projectile disposant d'une portion conique à l'avant pour permettre le coincement. Elle correspond au le cône mâle de la liaison cône sur cône.

Dans le cadre de cette thèse, la géométrie d'intérêt est celle du cône mâle. La pièce étant axisymétrique, il faut seulement en définir le profil. Celui-ci est visible sur la Figure 62.

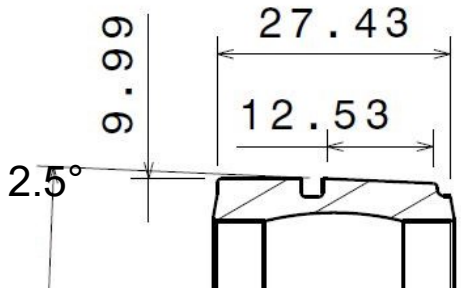


Figure 62 : Vue de coupe du cône mâle (KNDS France / LMA, 2022).

Il convient de noter que, pour l'application industrielle, l'angle du cône mâle est légèrement plus faible que celui du cône femelle pour garantir une prise de contact par l'avant de la ceinture. Cet élément est visible dans la partie 2.3.1 de la bibliographie notamment sur la Figure 14.

En première approche, seulement le cône mâle est déformable. Le cône femelle et le corps d'obus sont considérés comme des corps rigides (*rigid bodies*). Le corps d'obus est défini seulement par son interface avec la ceinture et le tube est défini par un cône.

Dans un second temps, toutes les pièces deviennent déformables. Pour des raisons de confidentialité, des géométries « maquette » sont définies pour le projectile et le tube en prenant soin de respecter les différentes phénoménologies. Leurs vues de coupes sont visibles sur les Figure 63 et Figure 64.

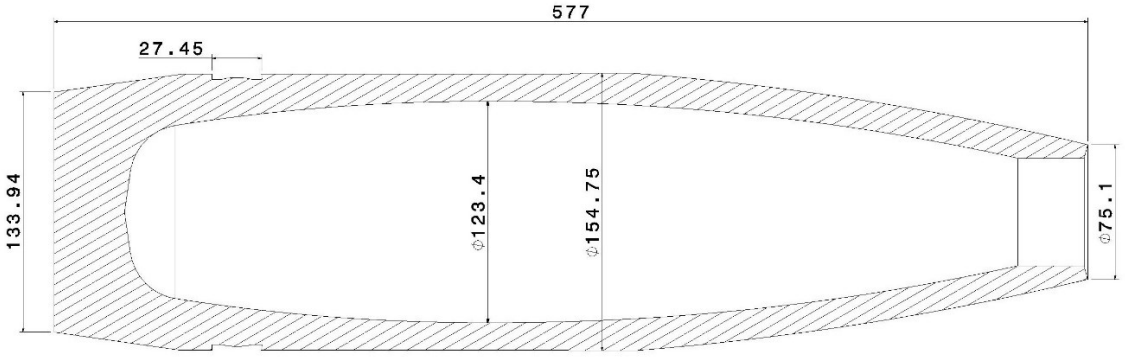


Figure 63 : Vue de coupe du projectile « maquette » (KNDS France / LMA, 2024).

La géométrie du projectile est développée à partir des données de la bibliographie (Montgomery, 1985) (Balla, et al., 2011) (Chen, 2001).

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

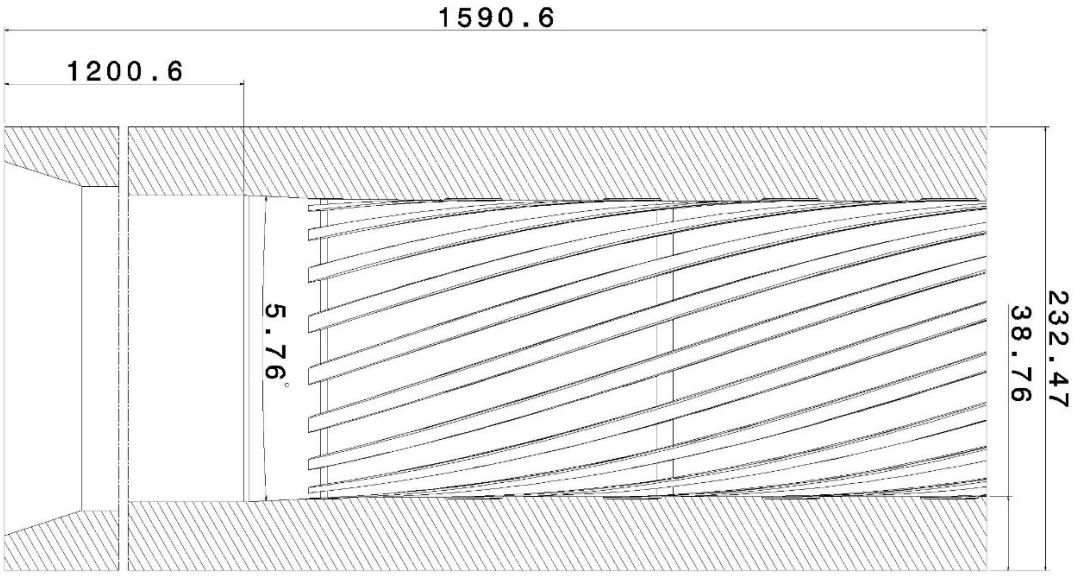


Figure 64 : Vue de coupe du tube « maquette » - détails entrée de chambre et cône de forcement (KNDS France / LMA, 2024).

La géométrie du tube est principalement développée à partir des données normatives du domaine (Joint Ballistic Management Board , 2002)

De manière générale, les géométries « maquettes » sont inspirées de la bibliographie et ne représentent pas des objets actuellement utilisés. Les simulations présentées dans ce chapitre sont fondées sur ces géométries ou des simplifications de celles-ci.

3.3. Simulations coincement final

Pour simplifier le problème du chargement, le coincement final est d'abord simulé de façon indépendante. Cette approche permet une étude approfondie de la prise de contact entre la ceinture du projectile et le tube. Elle permet d'observer la formation et les limites de la liaison conique. Lors de cette étude, trois phases sont distinguées :

- La phase de pénétration : elle correspond au coincement progressif du cône mâle dans le cône femelle sous l'effet d'un effort extérieur ou sous l'effet d'une vitesse de largage initiale ;
- La phase de retour élastique : elle correspond à une phase de repos de la liaison projectile/tube ; un recul naturel du projectile est observé une fois que l'effort extérieur est coupé ;
- La phase d'extraction : elle correspond au démontage de la liaison sous l'effet d'un effort extérieur dans le sens contraire à celui de montage.

Pour des simulations quasi-statiques, ces trois phases sont bien distinctes. En revanche, pour des simulations dynamiques, le retour élastique peut être complexe à isoler de la phase de pénétration.

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

3.3.1. Simulations axisymétriques

Grâce à la géométrie cylindrique du projectile, des simulations axisymétriques sont utilisées en première approche. Cette méthode est bien gérée par Abaqus, mais elle présuppose un système parfaitement axé et implique une déformation homogène dans la ceinture autour de l'axe de symétrie. Malgré ces contraintes, cette approche permet de poser le cadre de l'étude de l'assemblage cône sur cône et d'observer les phénomènes principaux avec des calculs simplifiés. Le modèle proposé au Chapitre 4. est fondé principalement sur ces résultats.

3.3.1.1. Maillage

Le maillage employé, visible sur la Figure 65, est composé d'environs 2400 éléments CAX4R linéaires.

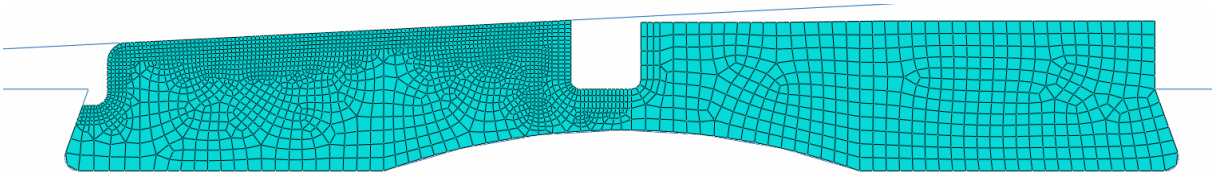
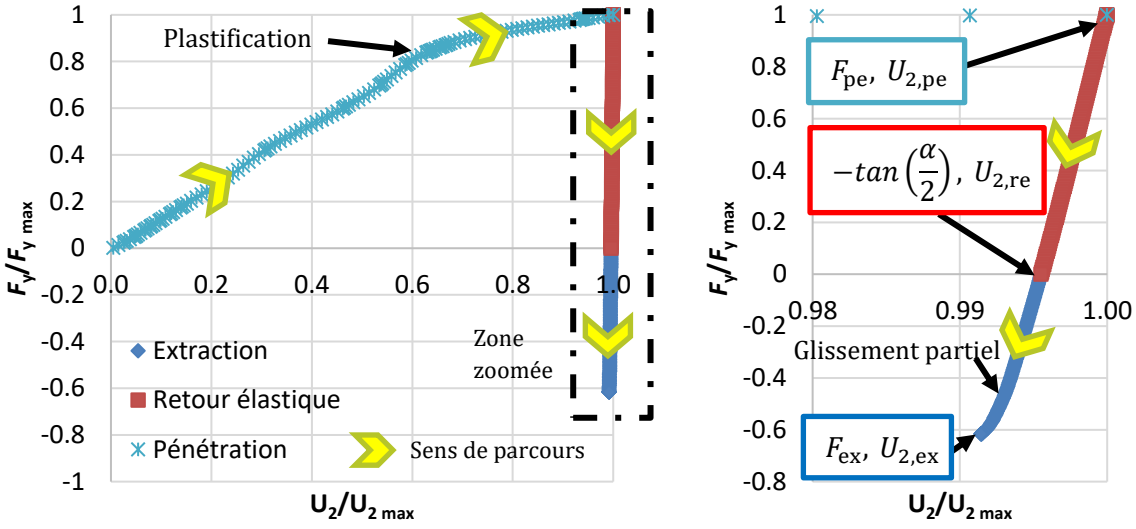


Figure 65 : Maillage axisymétrique.

Le maillage est raffiné dans les zones de contact et les zones de fortes déformations. Les paramètres de maille ont été choisis après une étude de convergence du maillage.

3.3.1.2. Evolution de la courbe effort enfoncement

La liaison peut être analysée de façon globale. En effet, d'un point de vue fonctionnel, seul l'effort axial (F_y) et l'enfoncement du cône mâle dans le cône femelle (U_2) sont des variables d'intérêt. Ce sont elles qui permettent de décrire la dynamique de la liaison au niveau macroscopique et qui permettent d'évaluer ses performances.



Vue globale Zoom

Figure 66 : Evolution de $F_y(U_2)$ lors des trois phases simulées en axisymétrique et quasi-statique.

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

La courbe F_y en fonction de U_2, tracée en Figure 66, est de forme bilinéaire lors de la phase de pénétration. La transition de pente correspond à l'entrée en plasticité d'une partie de la ceinture notamment autour du point de pivot (visible sur la Figure 67). Ensuite, l'évolution de l'effort en fonction de l'enfoncement reste quasiment linéaire pendant les phases de retour élastique et d'extraction. Lors des derniers instants avant le démontage, la courbe éclate en forme polynomiale. Cette évolution de comportement, due au glissement partiel de l'interface, est expliquée plus en détails dans la partie 3.3.1.5.

Il convient de noter qu'à la fin de la phase de retour élastique, l'effort axial n'est pas nul. En effet, il est en général de l'ordre de $-\tan\left(\frac{\alpha}{2}\right)$. Cela est due à une pression de contact non nulle appliquée sur une surface conique (*c.f.* équation (4-15)).

La Figure 66 permet aussi d'identifier les deux valeurs importantes d'effort axial pour l'analyse des performances de la liaison :

- L'effort maximal est atteint lors de la phase de pénétration. Il est appelé effort de pénétration (F_{pe}). C'est l'effort de coincement ;
- L'effort minimal est atteint lors de la phase d'extraction. Il est appelé effort d'extraction (F_{ex}). C'est l'effort de décoincement ou de démontage.

En comparant les coordonnées à la fin de la pénétration et à la fin de l'extraction, les performances de la liaison sont obtenues. On définit r comme le « facteur de restitution » de la liaison conique. Il est l'indicateur principal de la qualité du maintien et est défini tel que :

$$r = \frac{F_{\mathrm{ex}}}{F_{\mathrm{pe}}} \tag{3-1}$$

$\|r\| \in [0; 1]$, plus le rapport est proche de 1 plus la liaison est performante. Si $r = 0$, cela implique que quel que soit l'effort de pénétration employé pour le montage, la liaison ne peut pas tenir et n'importe quel effort permettrait le démontage.

La profondeur de pénétration ($U_{2,\mathrm{pe}}$) est une distance mesurable dans la réalité qui peut être utilisée pour recaler les calculs numériques par rapport aux essais. En toute rigueur, à cause de l'aspect instantané du retour élastique ($\Delta t < 0.1s$ *c.f.* partie 2.2.2), la profondeur mesurée est celle à la fin du retour élastique ($U_{2,\mathrm{re}}$). Cet écart, de moins de 5%, est complexe à mesurer et se confond avec l'incertitude de mesure. L'enfoncement simulé à la fin de la pénétration est de l'ordre de 3mm. Cette valeur est tirée de la bibliographie (Balla, et al., 2013).

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

Pour la simulation de la liaison conique axisymétrique avec un tel enfoncement, le facteur de restitution obtenu par simulation est :

$$r_{\text{axisymétrique}} \approx 0.62 \qquad (3\text{-}2)$$

Il faut donc environ un tiers moins de force pour décoincer que pour coincer. Dans la suite du texte, les facteurs de restitution seront donnés pour un enfoncement similaire.

3.3.1.3. Cartographie des contraintes

L'un des premiers résultats des simulations est la cartographie des contraintes de von Mises. La répartition des contraintes, visible sur la Figure 67, est semblable à celle observée lors d'un contact entre deux surfaces parallèles à l'exception que dans ce cas, la géométrie conique crée une concentration de contrainte dans la partie la plus fine de la ceinture au niveau du point de premier contact. On remarque aussi une influence de la gorge présente sur la ceinture et qui crée un point de pivot dans la matière.

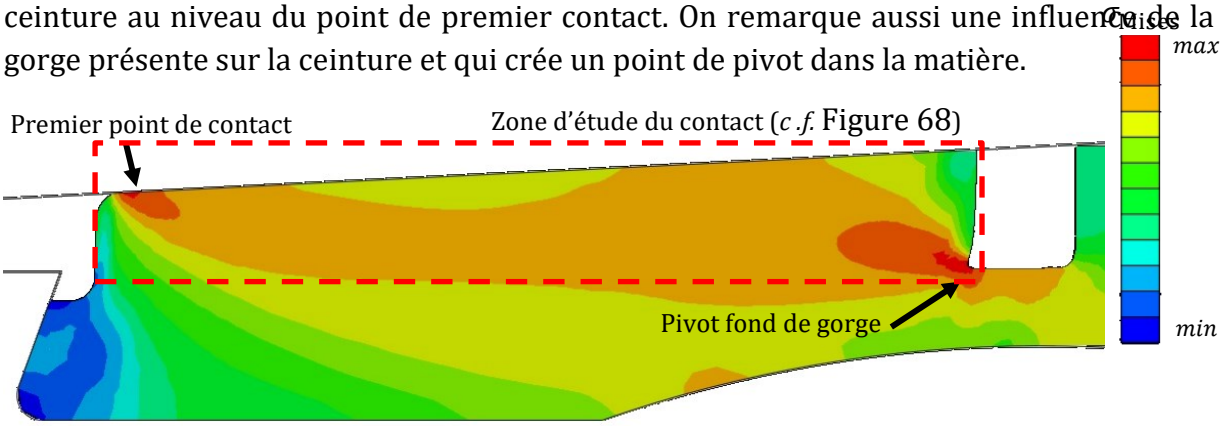


Figure 67 : Cartographie des contraintes de von Mises à la fin de la pénétration.

L'axe formé par le premier point de contact et le pivot fond de gorge représente l'axe majeur de propagation du *maximum* de contrainte dans la ceinture pour la géométrie étudiée.

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

3.3.1.4. Evolution de la pression de contact

Pour étudier la qualité de l'accroche, il est naturel de se concentrer sur la surface de contact. Le long de l'interface, la pression de contact est le principal messager ; c'est elle qui illustre l'action mécanique de maintien issue de la matière déformée élastiquement. Les pressions, relevées à la fin de chaque phase de la simulation, nous renseignent sur le comportement de la liaison. Elles sont tracées sur la Figure 68. De plus, les profils de pressions sont superposés à une vue de la ceinture à la fin de la phase de pénétration. Cette vue est composée d'une cartographie des contraintes de von Mises (comme pour la Figure 67) et de flèches représentant l'action des efforts de contact au nœud.

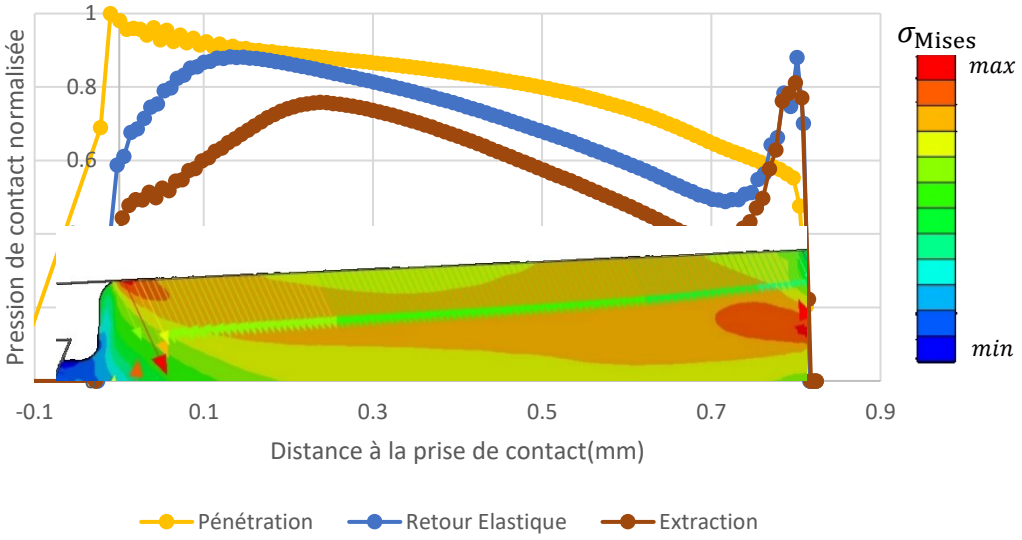


Figure 68 : Pression de contact au nœud à la fin de chaque phase.

À la fin de la phase de pénétration, la pression est maximale à l'avant du cône. La courbe obtenue a un profil quasiment linéaire décroissant en s'écartant du premier point de contact. Ce profil correspond à l'adéquation progressive des deux surfaces, l'angle au cône étant légèrement inférieur pour le cône femelle.

À la fin de la phase de retour élastique *i.e.* à l'annulation de l'effort extérieur, les contraintes se réorganisent dans la ceinture. Cette migration des déformations se manifestent par un nouveau profil de pression de contact.

À la fin de la phase d'extraction *i.e.* à la limite du glissement de l'interface, le profil est similaire morphologiquement à celui obtenu à la fin du retour élastique. Les valeurs sont seulement moins élevées.

Ainsi, les profils obtenus à la fin de chaque phase sont hétérogènes le long du contact et sont très différents les uns des autres. Il n'est donc pas possible de considérer la pression de contact dans un assemblage conique comme homogène et constante pendant toutes les phases de vie de la liaison. Cette hypothèse est souvent prise dans la bibliographie (*c.f.* partie 2.5).

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

3.3.1.5. Glissement partiel de l'interface

La force normale de contact n'est pas un critère suffisant pour déterminer le glissement de l'interface, il faut en plus lui comparer l'action tangentielle. Pour observer ce qui se passe plus en détails au niveau de la surface, le coefficient de frottement apparent (μ_{apparent}) est construit tel que :

$$\mu_{\text{apparent}} = \frac{F_{\text{T}}}{F_{\text{N}}} \tag{3-3}$$

Cette valeur est calculée sur chacun des nœuds le long du contact. Le critère de Coulomb permet de déterminer le comportement tribologique local :

- si $\|\mu_{\text{apparent}}\| < \mu$, le nœud est localement adhésif ;
- si $\|\mu_{\text{apparent}}\| = \mu$, le nœud est localement glissant.

Pour ces simulations, la valeur issue des mesures de tribologie est employée donc $\mu = 0.35$ (*c.f.* équation (5-3)).

La Figure 69 montre ces valeurs au nœud à la fin des trois phases.

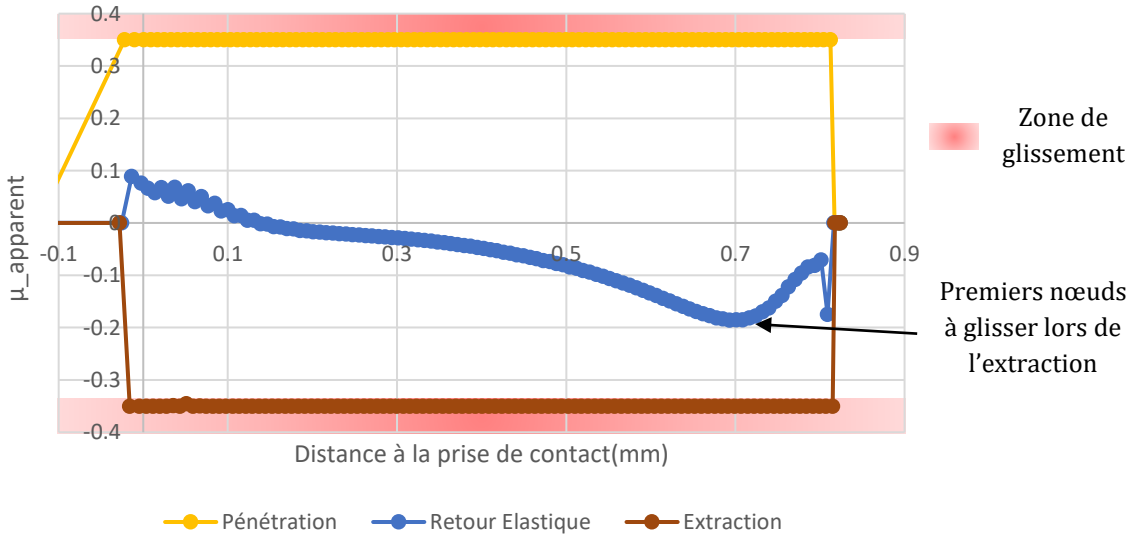


Figure 69 : μ_{apparent} à la fin de chaque phase.

Lors de la phase de pénétration, le cône mâle impacte progressivement le cône femelle. Les nœuds rentrent en contact progressivement et glissent le long de la paroi. Une ligne horizontale se forme donc sur la figure à la valeur de μ (la limite de glissement à la pénétration).

Une fois le dispositif qui pousse le cône mâle dans le cône femelle enlevé, l'effort axial est quasiment nul et on obtient un profil de μ_{apparent} particulier. Celui-ci est causé par le fait que la pression de contact n'est pas uniforme le long de l'interface comme vu sur la Figure 68. De plus, l'effort tangentiel se répartie le long du cône pour obtenir l'équilibre.

Lors de l'extraction, les valeurs de μ_{apparent} le long du contact vont lentement diminuer et ce de manière homogène. Le profil particulier formé lors du retour élastique est conservé. En effet, l'effort de traction pour démonter est axial et est donc appliqué de

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

façon homogène aux nœuds. Petit à petit, les nœuds viennent impacter la barre inférieure de $-\mu$ (la limite de glissement à l'extraction). Ce procédé progressif entraine le glissement local de certains nœuds. Ainsi, une partie des nœuds en contact cesse de participer à l'interface ce qui modifie sa raideur. La raideur polynomiale obtenue est visible sur le zoom de la courbe de la Figure 66. Cette évolution progressive se poursuit jusqu'à ce que tous les nœuds atteignent le glissement, entrainant le démontage de l'interface.

3.3.1.6. Stratégie de gestion de contacts

Le contact est un élément clef de notre simulation. À chaque nœud, les équations du contact vont être résolues en fonction des lois choisies. Dans notre cas, afin de limiter au maximum les erreurs numériques, la loi de contact normal utilisée est stricte (ou *hard* – *c.f.* Figure 50) et celle tangentielle est de type Coulomb.

Il convient aussi de définir comment l'interaction entre les surfaces est décrite. La partie 2.9.3 montre que deux schémas de discrétisation de contact peuvent être utilisés pour résoudre les problèmes de contact : le « *Node to Surface* » (N2S) et le « *Surface to Surface* » (S2S). Pour notre application, les deux méthodes ont été testées avec le même maillage et le même paramétrage des lois de contact normal et tangentiel. Les résultats sont globalement similaires à l'exception de deux différences :

- La discrétisation N2S permet de vérifier plus scrupuleusement la non-pénétration du maître par rapport à l'esclave (*c.f.* partie 2.9.3) alors qu'une légère pénétration en corne a été observé pour le schéma S2S (*c.f.* Figure 70) ;
- La discrétisation S2S lisse la forme de la surface esclave. Entre deux nœuds, la géométrie est interpolée. Cela entraine un profil de pression en « dents de scie » (*c.f.* Figure 71).

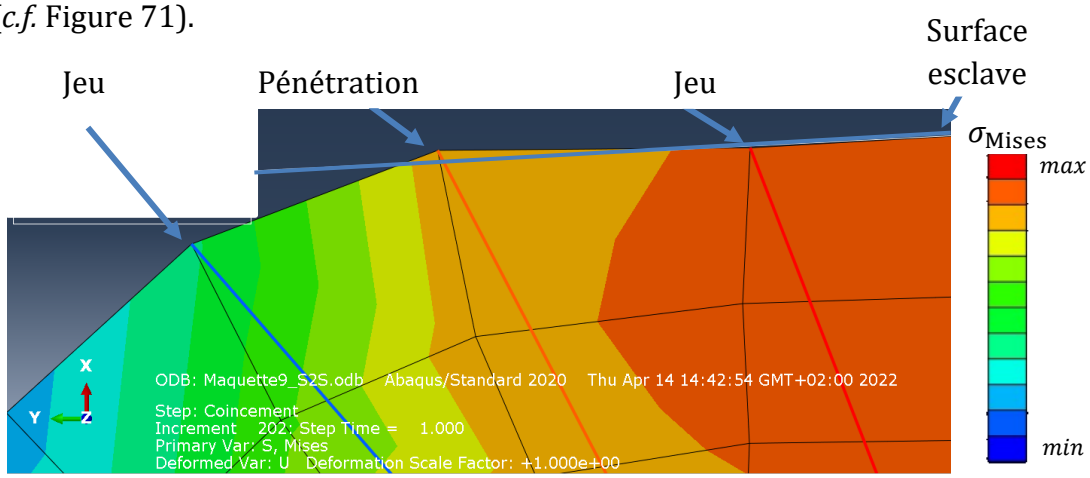


Figure 70 : Zoom sur l'avant de la ceinture – pénétration du maitre en S2S.

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

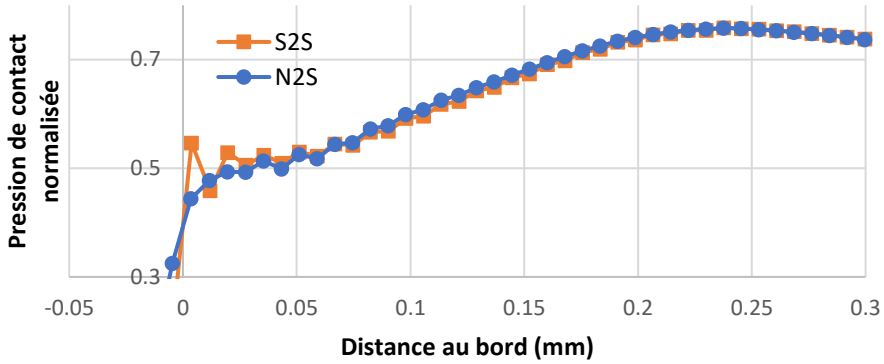


Figure 71 : Comparaison du schéma de discrétisation de contact sur le bord de la liaison conique.

Le profil de pression étant l'élément essentiel de notre simulation, le schéma de discrétisation de surface « *node to surface* » a été choisi pour la suite des simulations. Bien qu'il soit plus capricieux en termes de convergence des équations de contact notamment pour les calculs dynamiques, le gain en prédiction des efforts de contact semble notable surtout proche des bords. Cette technique a permis d'obtenir des profils de pression de contact qui semblent physiques et qui se rapprochent des observations classiques de la tribologie.

Ce choix semble aller à l'encontre des préconisations de la documentation (*c.f.* Figure 72). En effet, la solution S2S est plus évoluée et souvent jugée plus précise. Dans notre cas, la géométrie particulière semble être la cause principale de son manque de performances.

Contact discretization	Slave Surface	Maximum error in CPRESS
Node-to-surface	Top block	13%
	Bottom block	31%
Surface-to-surface	Top block	~1%
	Bottom block	~1%

Figure 72 : Tableau des performances des schémas de discrétisation (Dassault Systèmes, 2024).

Sur la Figure 72, les performances sont données pour un contact entre deux blocs. Le bloc du haut est nommé « *Top block* ». Celui du bas est nommé « *Bottom block* » et est maillé plus grossièrement que le premier. Cette figure montre que lors de l'utilisation d'un schéma N2S, la surface la plus densément maillée doit être la surface esclave pour minimiser l'erreur en pression de contact.

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

3.3.1.7. Coincement en dynamique

Pour simuler de façon fidèle le coincement, il faut employer un modèle dynamique. En effet, le phénomène principal à maitriser est le transfert d'énergie cinétique en énergie de déformation élastoplastique. Afin de conserver les paramètres du calcul quasi-statique, le schéma temporel de résolution en dynamique implicite est privilégié par rapport à un schéma de résolution explicite.

Lors de l'impact en dynamique, il n'est pas possible de dissocier la transformation d'énergie cinétique en énergie de déformation élastoplastique du retour élastique. Ces deux phénomènes antagonistes rentrent en compétition à partir d'un certain niveau de déformation. Sur la Figure 73, la conversion d'énergie élastique en énergie cinétique juste après l'impact est d'environ 5%.

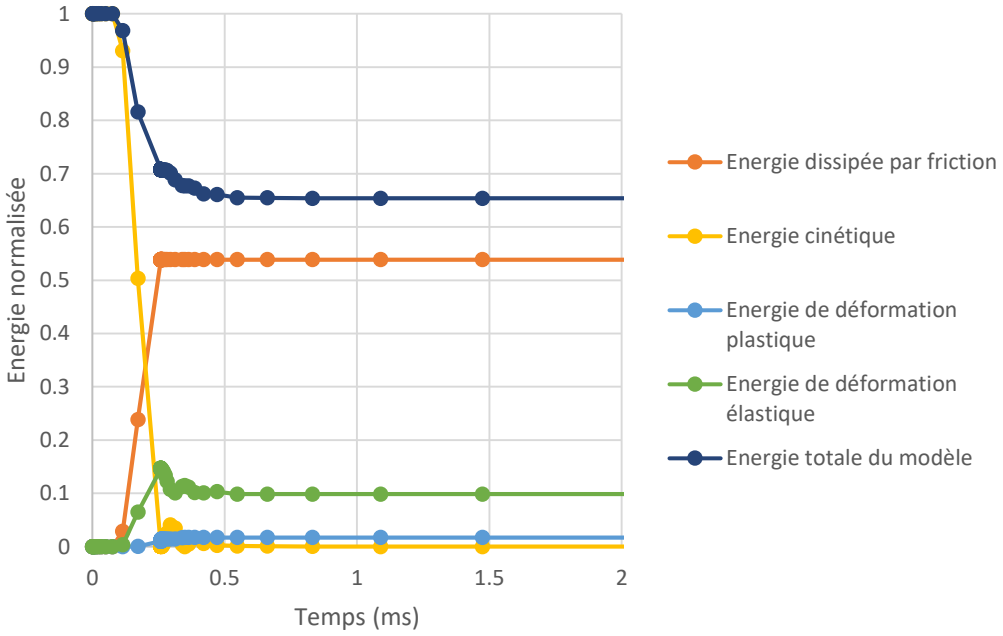


Figure 73 : Evolution de l'énergie lors du coincement - cas axisymétrique implicite.

Lors de la simulation, ces transferts d'énergies opposées créent des vibrations de la ceinture. Cette onde matérielle qui se propage entraine un ralentissement sévère de la simulation et allonge les temps de calcul. Lors des tests avec le schéma explicite, les oscillations se perpétuent à l'infini empêchant le calcul de se stabiliser malgré l'action du frottement. Un exemple est visible sur la Figure 74. Le schéma explicite n'a pas été conservé pour les simulations suivantes.

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

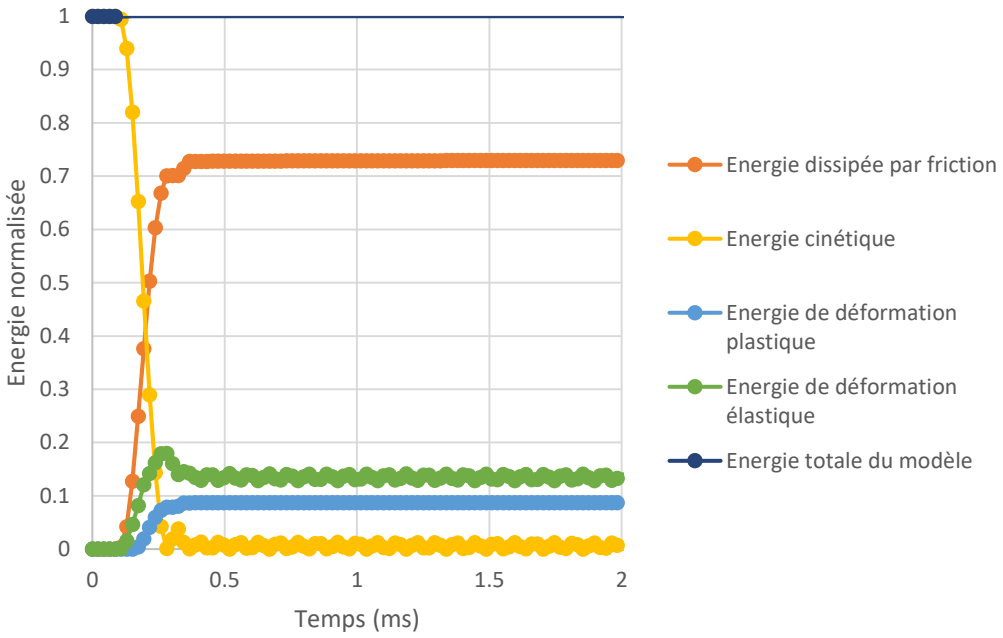


Figure 74 : Evolution de l'énergie lors du coincement - cas axisymétrique explicite.

La littérature propose différentes techniques d'amortissement numérique qui permettent de limiter ces oscillations (Johnson & Beissel, 2011) (Dassault Systèmes, 2024). Cependant, l'ajout de ce genre de méthode crée une perte d'énergie mécanique arbitraire. Il n'est donc pas possible de stabiliser le calcul explicite sans introduire une perte d'énergie. De son côté, le schéma implicite choisi pour ces calculs cause une perte d'énergie lors du contact. En effet, comme présenté dans la partie 2.9.1, la méthode de Hilber-Hugues-Taylor (HHT) utilisée est non-conservative lors d'un contact élastoplastique. Pour notre application axisymétrique, une étude a été menée sur l'influence de la variation du paramètre α_{HHT} (*c.f.* équation (2-21)) sur la perte d'énergie dans le système et elle montre qu'il faut attribuer, à α_{HHT}, la valeur absolue la plus faible possible qui permet la convergence.

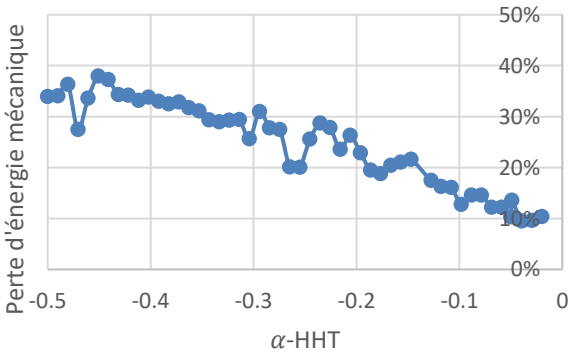


Figure 75 : Evolution de la perte d'énergie en fonction de α_{HHT}.

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

Pour limiter au maximum l'influence de la perte d'énergie causée par l'amortissement numérique, le bilan des énergies sera effectué sur l'énergie totale du modèle restante à la fin de la phase de coincement. Pour le cas explicite sans amortissement, cette énergie est identique à l'énergie cinétique initiale mais pour le cas implicite ce n'est pas le cas. Dans ce second cas, la vitesse corrigée ($v_{\text{corrigée}}$) est calculée à partir de l'énergie totale finale du modèle ($E_{\text{TOTAL fin}}$) telle que :

$$v_{\text{corrigée}} = \sqrt{2\frac{E_{\text{TOTAL fin}}}{m_{\text{projectile}}}} \tag{3-4}$$

où $m_{\text{projectile}}$ est la masse du projectile simulé. Cette vitesse corrigée est considérée comme la vitesse de mise à poste réellement simulée. Une gamme de vitesses est simulée pour évaluer l'effet de l'amortissement numérique.

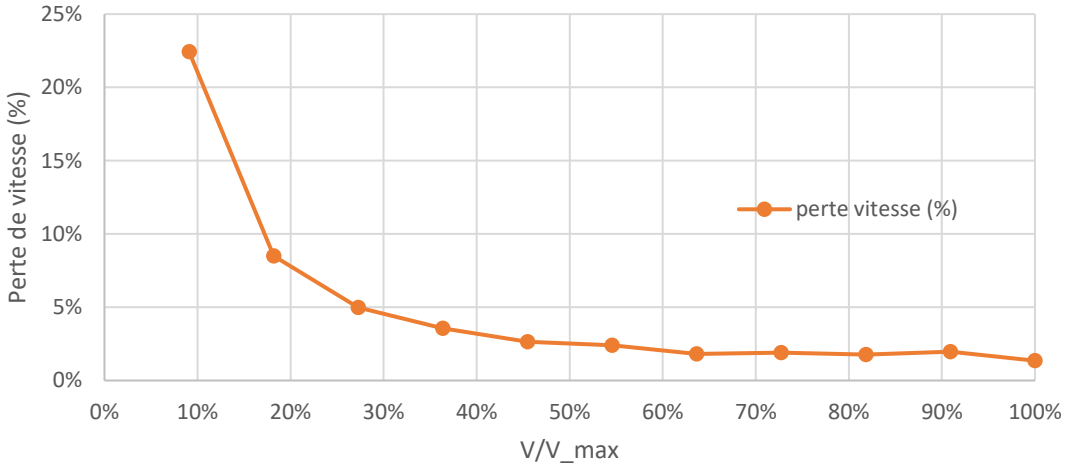


Figure 76 : Perte de vitesse due à l'amortissement numérique dans les simulations implicites.

La Figure 76 montre que l'influence de l'amortissement numérique sur le bilan d'énergie s'amenuit avec l'augmentation de vitesse d'impact. Pour les vitesses supérieures à 30% de la vitesse maximale, la perte de vitesse équivalente est inférieure à 4%. La vitesse maximale n'est pas communiquée.

	Energie dissipée par friction	Energie de déformation plastique	Energie de déformation élastique
explicite	72,9%	8,7%	13,5%
implicite	53,9%	1,7%	9,8%
implicite - v_corr	82,4%	2,6%	15,1%

Figure 77 : Bilan des énergies lors du coincement en dynamique.

Le bilan d'énergie, visible sur la Figure 77, permet d'identifier le frottement comme phénomène principal de l'interaction. La déformation élastique de la ceinture n'intervient que dans un deuxième temps. La loi de frottement utilisée dans la simulation a donc une influence considérable sur le résultat final malgré le fait qu'elle soit complexe à estimer (*c.f.* partie *5.2.1.2*).

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

3.3.2. Simulations 3D

Les considérations réalisées lors des travaux sur les simulations axisymétriques sont reprises pour le développement d'une simulation 3D. Le corps d'obus et le tube restent des corps rigides. La Figure 78 montre la ceinture du projectile coincé.

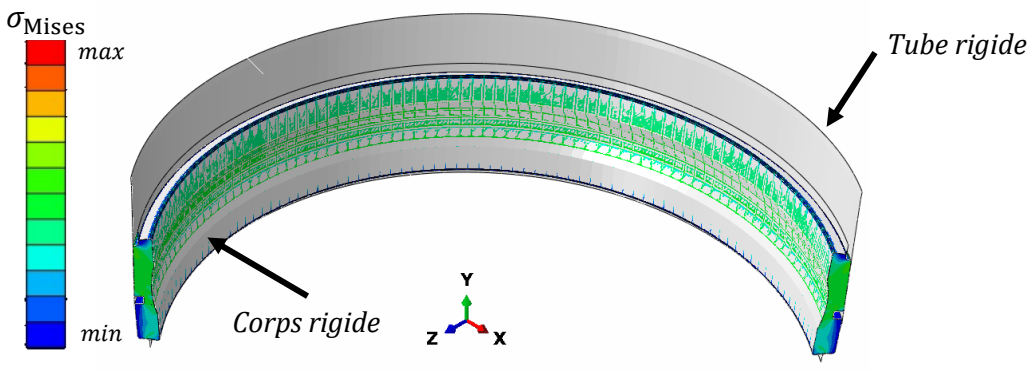
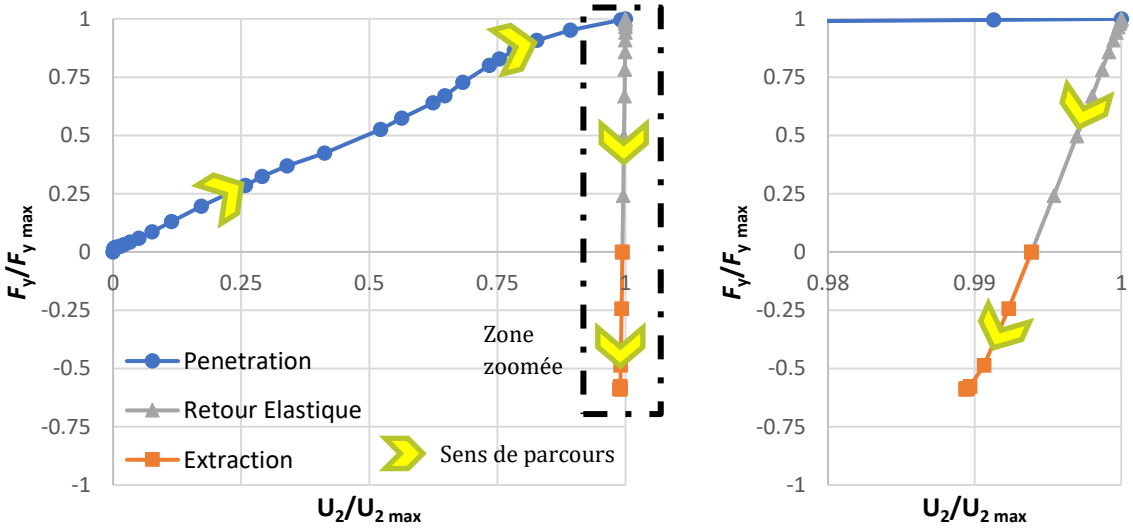


Figure 78 : Vue de coupe - Cartographie des contraintes de von Mises à la fin de la phase de pénétration en 3D quasi-statique.

Pour un coincement 3D cône sur cône sans rayures en quasi-statique, l'ensemble des phénomènes observés précédemment est identifié de nouveau.



Vue globale Zoom

Figure 79 : Evolution de $F_y(U_2)$ lors des trois phases simulées en 3D quasi-statique.

En effet, la Figure 79, semblable à la Figure 66, permet de remarquer le comportement bilinéaire lors de la phase de pénétration et le comportement polynomial à la fin de la phase d'extraction. Ces comportements particuliers, illustrant respectivement la plastification de la ceinture et le glissement partiel de l'interface, sont donc caractéristiques de la liaison conique.

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

De plus, le facteur de restitution obtenu pour un calcul 3D est du même ordre de grandeur que celui obtenu pour un calcul axisymétrique (*c.f.* équation (3-2)) :

$$r_{3D} \approx 0.59 \qquad (3\text{-}5)$$

Malgré son coût plus élevé en temps de calcul, la simulation 3D permet de modéliser les phénomènes de désalignement et de prendre en compte des géométries plus précises comme les rayures des tubes. En effet, la plupart des tubes employés sont rainurés au niveau de leur âme (*c.f.* partie 2.3.1). Ce marquage particulier entraine un contact cône sur cône discontinu entre la ceinture du projectile et le tube.

3.3.2.1. Prise en compte du rayage des tubes

La simulation de l'influence des rayures est effectuée en reprenant la mise en données précédente et en ajoutant la déformation du tube et du corps du projectile. Pour limiter le temps de calcul, le tube est tronçonné pour ne garder que la partie utilisée lors du coincement. Une vue de coupe est disponible en Figure 80.

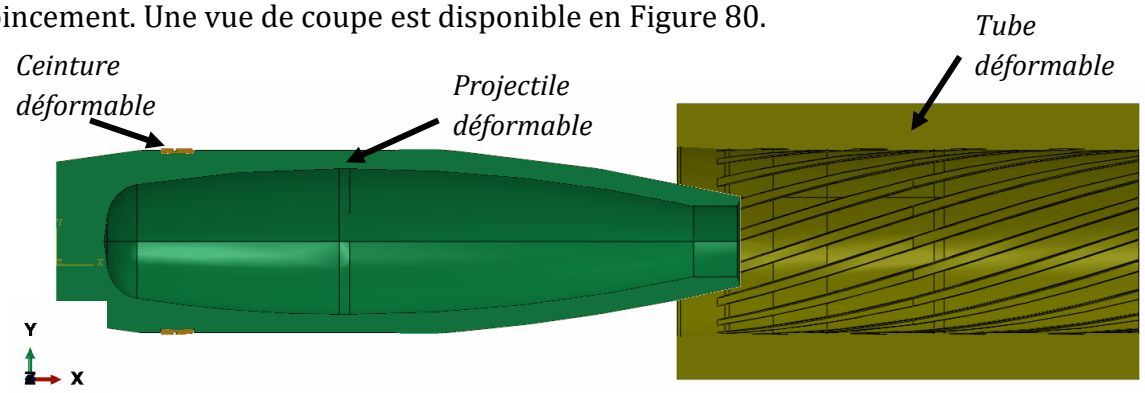


Figure 80 : Vue de coupe - mise en données pour simulation de coincement avec rayures.

Le marquage des dents apparait de façon singulière sur les ceintures des projectiles. La Figure 81 montre un exemple de marque obtenue lors d'un coincement. Les dents du tube en acier viennent s'imprimer dans la ceinture en cuivre.

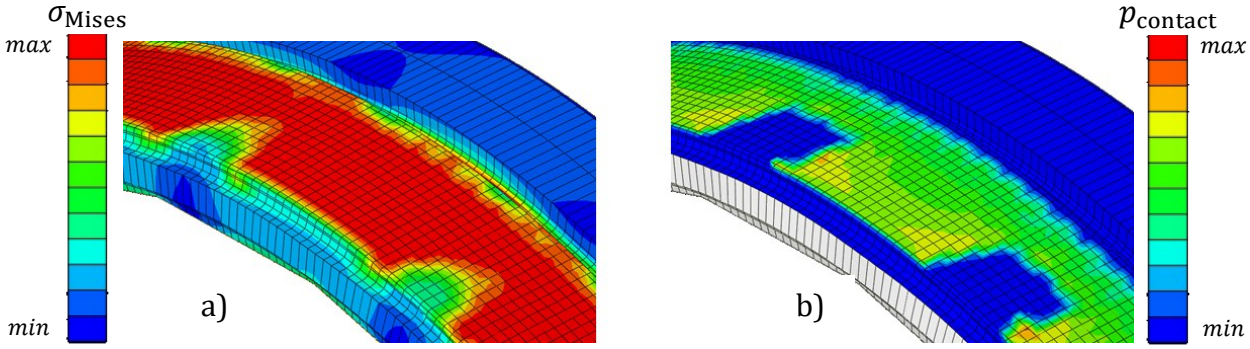


Figure 81 : Cartographies à la fin de la pénétration dans un tube rayé :
a) contraintes de von Mises / b) pression de contact.

Le marquage des dents apparait très nettement sur la cartographie en pression de contact. Malgré une déformation sur toute la portion de la ceinture, les maximums de contraintes correspondent aux maximums de pression appliqués par les dents.

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

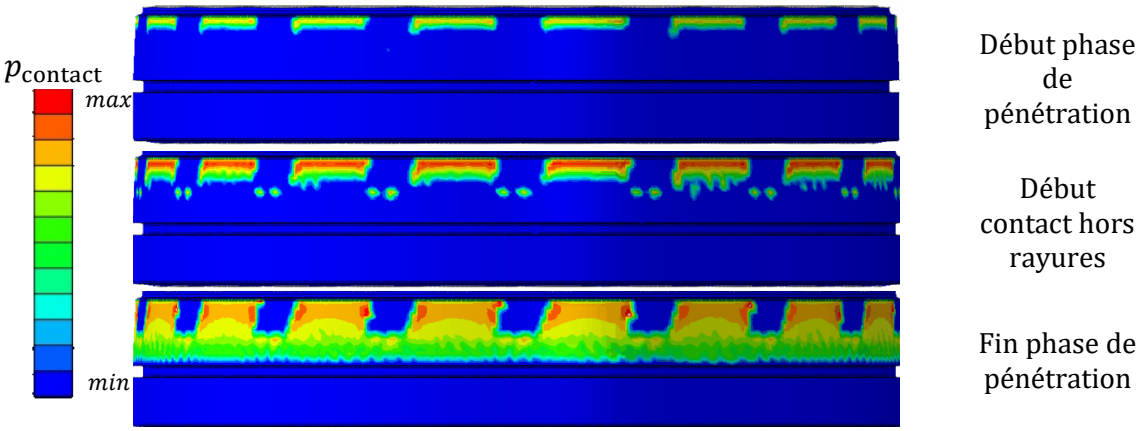
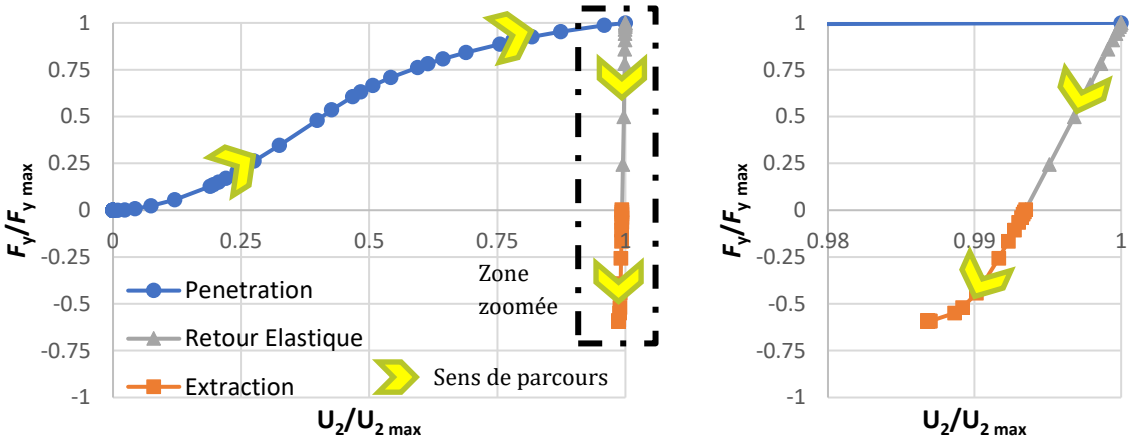


Figure 82 : Evolution du marquage de pression de contact pour projectile aligné.

Il faut aussi observer que, à partir d'une certaine charge, le contact ne se fait plus exclusivement sur les dents mais aussi sur la portion conique non rayée du tube. La Figure 82 montre ce comportement d'interface progressive passant d'une liaison formée exclusivement par les dents à une liaison formée par les dents et une portion conique simple rend complexe l'analyse fine de l'influence du rayage.



Vue globale Zoom

Figure 83 : Evolution de $F_y(U_2)$ lors des trois phases simulées en 3D quasi-statique avec rayures.

Il semble que, de manière générale, la liaison formée se comporte de façon analogue à une liaison conique. La Figure 83 montre un comportement similaire à celui observé pour un cône non rayé (*c.f.* Figure 79). Seul le début de la courbe de la phase de pénétration diffère. Le changement de convexité de la courbe correspond à la mise en contact de la portion conique non rayée. De même, le facteur de restitution est peu influencé par la présence de rayures (*c.f.* équation (3-5)) :

$$r_{\text{3D rayures}} \approx 0.59 \qquad (3\text{-}6)$$

En l'état des travaux, le rainurage est un défi en termes de maillage et de convergence du schéma numérique. Les observations lors des simulations n'ont pas montré de phénoménologie particulière du contact à part au début de la phase de pénétration.

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

3.3.2.2. Désalignement

Le désalignement est l'une des grandes difficultés du chargement de munition. En effet, plus le projectile est mal positionné en amont plus la probabilité d'obtention de phénomènes défavorables lors du chargement est élevée. Ces derniers consomment de l'énergie cinétique ce qui limite le coincement final du projectile et même dans certains cas empêchent le projectile d'arriver jusqu'au cône de forcement. De plus, le coincement n'est pas tout à fait axial lors du contact cône sur cône et un angle de désalignement non négligeable peut apparaitre sur le marquage de la ceinture du projectile. Celui-ci est visible sur la Figure 84.

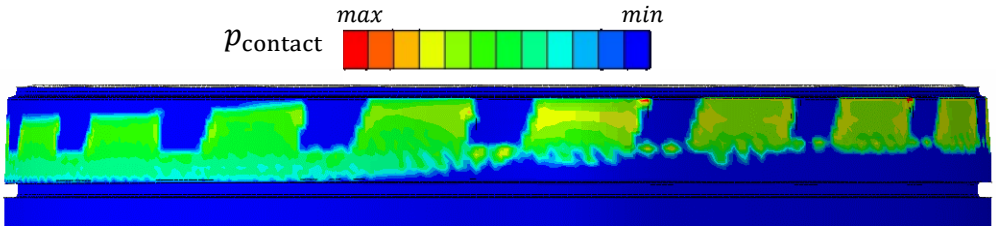
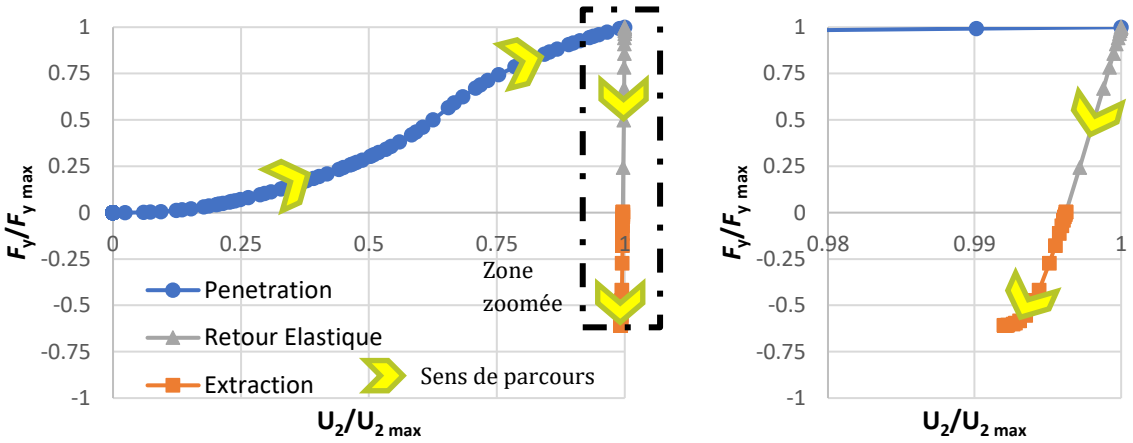


Figure 84 : Marquage de pression de contact en fin de phase de pénétration pour un projectile désaligné.

À part les aspects purement géométriques, cette configuration ne semble pas particulièrement défavorable aux performances de la liaison.



Vue globale Zoom

Figure 85 : Evolution de $F_y(U_2)$ lors des trois phases simulées en 3D quasi-statique avec rayures et désaligné d'environ 5°.

Le désalignement et les rayures influent principalement sur la prise de contact. En effet, comme le montre la Figure 85, le changement de convexité intervient plus tardivement par rapport à celui observé pour un coincement dans un tube rayé parfaitement aligné (Figure 83). Le facteur de restitution obtenu est similaire à ceux obtenus précédemment (*c.f.* équations (3-5) et (3-6)) :

$$r_{\text{3D rayures desaligné}} \approx 0.61 \qquad (3\text{-}7)$$

Le désalignement final, s'il n'empêche pas le coincement cône sur cône, ne modifie pas les phénomènes physiques mis en jeu. Il réduit seulement la vitesse de montée en effort.

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

3.4. Simulations du chargement complet

Pour simuler le chargement complet, une synthèse des parties précédentes a été faite. En reprenant les conclusions, les éléments suivants sont sélectionnés :

- Tube, projectile et ceinture déformables élastoplastiquement ;
- Projectile et ceinture mises en mouvement par une vitesse initiale ;
- Schéma de discrétisation de contact : nœud à segment (N2S) ;
- Loi de contact normal stricte et loi de contact tangentiel de type Coulomb ;
- Schéma de résolution dynamique implicite de type HHT ($\alpha_{\mathrm{HHT}} = -0.414214$).

La simulation de chargement complet va entrainer la simulation d'un parcours de plusieurs mètres, de plusieurs rebonds et du choc de coincement. La résolution des problèmes de contacts nécessite un maillage dense au niveau des interfaces. Cela impose de discrétiser finement des pièces de grande taille. Ce calcul est donc très couteux.

Pour minimiser le temps de calcul, un processus d'enchainements des simulations est proposé. Comme présenté sur la Figure 86, l'idée est de résoudre les moments sans contact rapidement avec un maillage peu dense puis de résoudre finement les phases de contact avec un maillage dense. De plus, ce processus se conclue par une évaluation de la qualité de la solution à travers une boucle d'estimations d'erreur de pression de contact et de remaillage.

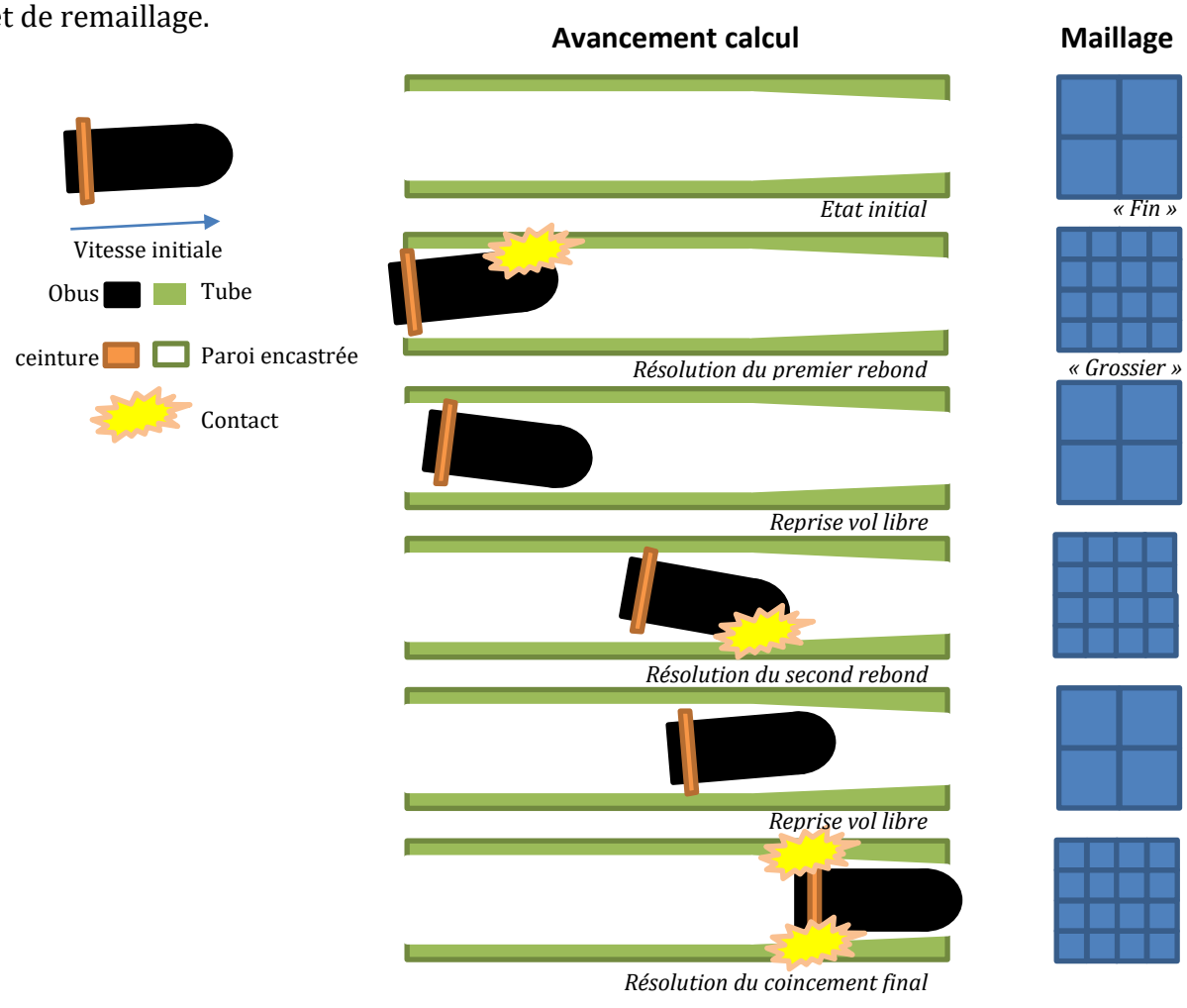


Figure 86 : Vision schématique du processus de calcul.

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

3.4.1. Processus d'optimisation de la solution

En s'inspirant du processus d'optimisation proposé sur la Figure 60 issue de (Giraud-Moreau, et al., 2019), une méthode de calcul pour simuler le chargement complet est proposée.

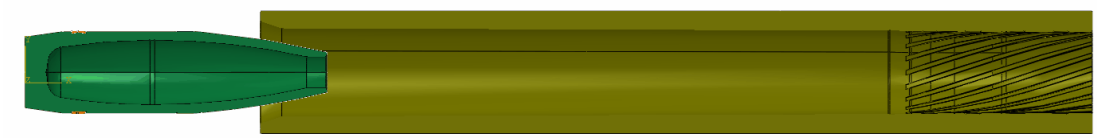


Figure 87 : Vue de coupe - mise en données initiale vol libre.

Dans un premier temps, la phase de vol libre est calculée grâce à un script python exécuté par une interface Abaqus CAE : un calcul « grossier » est utilisé pour simuler le vol du projectile lorsqu'il n'y a pas de contact et un calcul « fin » est utilisé pour résoudre les contacts. Une mise en données Abaqus est visible sur la Figure 87.

Dans un second temps, une fois le contact final détecté, un processus d'optimisation de la solution de contact est utilisé à partir du calcul « fin ». Il est composé d'une boucle de trois phases : simulation du coincement, estimation de l'erreur de contact puis remaillage. Le graphique de concept est visible sur la Figure 88.

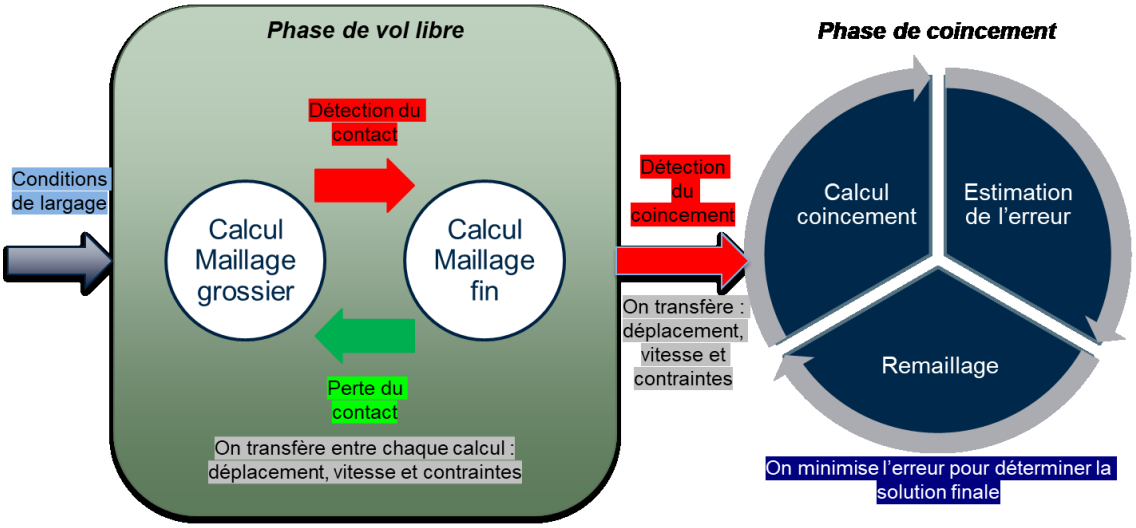


Figure 88 : Processus d'optimisation de la solution numérique.

Cette approche permet de gagner du temps lors de la phase de vol libre puis de déterminer une solution fiable lors du coincement.

3.4.1.1. Phase de vol libre

Lors de la phase de vol libre, le calcul « grossier » et le calcul « fin » se distinguent seulement sur le nombre de mailles utilisées pour représenter la ceinture du projectile. L'ensemble des autres paramètres est identique.

Au cours de cette première phase, une routine, développée en Fortan, est utilisée pour détecter le contact. En utilisant un *Sensor* lié à la routine « UAMP », le code est capable de

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

stopper le calcul lorsqu'une pression de contact non nulle est détectée sur le projectile ou sa ceinture. Cette fonction permet d'enclencher la transition vers le calcul « fin ».

Ensuite, la position et la vitesse du projectile avant le contact sont transférées du premier calcul vers la nouvelle mise en données permettant le lancement du calcul « fin » dans des conditions similaires à celle du calcul « grossier » juste avant de rentrer en contact avec le tube. Le calcul « fin » résout alors la phase de contact et est arrêté après la perte de contact grâce à une routine Fortran. Celle-ci arrête le calcul quand une pression de contact nulle est détectée sur le corps et sur la ceinture du projectile. De façon analogue, les résultats sont transférés au calcul « grossier » et la progression de la simulation continue.

Pour limiter l'influence de la perte d'énergie due au schéma numérique (*c.f. 3.3.1.7*), l'énergie cinétique est réévaluée en fin de contact. En effet, le vecteur vitesse du projectile est recalculé avant d'amorcer la phase de vol libre. D'une certaine manière, le schéma de gestion des non-linéarités de *CAST3M* est réutilisé (Verpeaux & Charras, 2003).

Pour identifier les simulations les unes des autres, on note s leurs numéros. Pour identifier si la simulation comporte du contact ou non, un indice est ajouté : « VL » pour vol libre et « C » pour contact.

L'énergie totale perdue lors de la simulation fine de contact ($\mathrm{ETOT}_{\mathrm{perdue\ C\ s}}$) est d'abord calculée :

$$\mathrm{ETOT}_{\mathrm{perdue\ C\ s}} = \mathrm{ETOT}_{\mathrm{VL\ s-1}} - \mathrm{ETOT}_{\mathrm{C\ s}} \tag{3-8}$$

où $\mathrm{ETOT}_{\mathrm{vl\ s-1}}$ est l'énergie totale finale lors de la simulation grossière de vol libre et $\mathrm{ETOT}_{\mathrm{C\ s}}$ l'énergie totale à la fin de la simulation actuelle de contact. Ensuite, la norme de la vitesse du projectile pour la prochaine simulation de vol libre ($v_{\mathrm{norm\ VL}\ s+1}$) est déterminée grâce au bilan d'énergie cinétique de la simulation actuelle de contact ($\mathrm{EC}_{\mathrm{C}\ s}$) et de l'ajout de l'énergie perdue :

$$v_{\mathrm{norm\ VL}\ s+1} = \sqrt{\frac{2(\mathrm{EC}_{\mathrm{c}\ s} + \mathrm{ETOT}_{\mathrm{perdue\ C\ s}})}{m_{\mathrm{projectile}}}} \tag{3-9}$$

Enfin, la vitesse est déterminée suivant chacune des composantes :

$$\begin{cases} v_{1\ \mathrm{VL}\ s+1} = \dfrac{v_{1\ \mathrm{C}\ s}}{v_{\mathrm{norm\ C}\ s}} * v_{\mathrm{norm\ VL}\ s+1} \\ v_{2\ \mathrm{VL}\ s+1} = \dfrac{v_{2\ \mathrm{C}\ n}}{v_{\mathrm{norm\ C}\ s}} * v_{\mathrm{norm\ VL}\ s+1} \\ v_{3\ \mathrm{VL}\ s+1} = \dfrac{v_{3\ \mathrm{C}\ s}}{v_{\mathrm{norm\ C}\ s}} * v_{\mathrm{norm\ VL}\ s+1} \end{cases} \tag{3-10}$$

où $v_{\mathrm{norm\ C}\ n}$ est la norme de la vitesse du projectile à l'issue de la simulation fine de contact avant la correction et $v_{i\ \mathrm{C}\ s}$ est la vitesse, sur la composante i, du projectile à l'issue de la simulation fine de contact avant la correction.

Contrairement aux champs de déplacements et de vitesses, il n'est pas nécessaire de transférer les champs de contraintes et de déformations car les rebonds entraînent des déformations plastiques négligeables dans la ceinture. Lors des tests, $\varepsilon_{\mathrm{p}} \approx 10^{-3}$ dans la ceinture juste avant le coincement final. Après celui-ci, $\varepsilon_{\mathrm{p}} \approx 10^{-1}$.

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

3.4.1.2. Phase de coincement

Pour augmenter la fiabilité de la solution de coincement, un processus d'optimisation est développé.

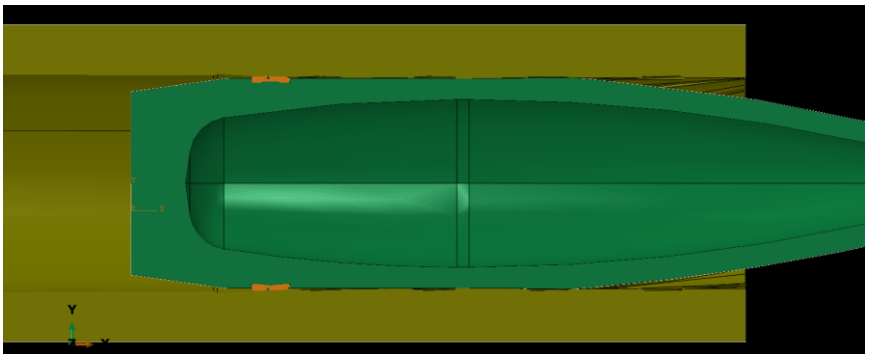


Figure 89 : position du projectile dans le tube lors du calcul de coincement.

Une fois que le projectile est coincé (*c.f.* Figure 89), le calcul « fin » est utilisé comme base à une boucle d'estimation d'erreur et de remaillage telle que :

1. Estimation de l'erreur de contact ($\varepsilon_{\text{contact}}$) ;
2. Si $\varepsilon_{\text{contact}} > \varepsilon_{\text{admissible}}$, la ceinture du projectile est remaillée sinon la solution est validée ;
3. Calcul avec le nouveau maillage et retour à l'étape 1.

Le remaillage est libre malgré les contraintes de la mise en données d'Abaqus : il faut avoir défini au préalable la stratégie de remaillage (localisation des modifications, évolutions des paramètres de mailles, etc.) car il est complexe de lier l'estimateur local et le remaillage pour ce calcul. En effet, les méthodes de remaillage couplées à un estimateur d'erreur codées dans Abaqus ne peuvent être utilisées qu'avec un maillage tétraédrique. Le choix d'employer un maillage hexaédrique impose donc de développer une méthode alternative de remaillage.

Le remaillage proposé repose sur trois variables (*c.f.* Figure 90) :

- le paramètre de maille global (p_{global}) décrivant toute la ceinture ;
- le paramètre de maille local (p_{local}) décrivant le périmètre du premier contact ;
- le nombre de nœuds sur la hauteur du contact (nb_{hcontact}) décrivant le nombre de nœuds sur la surface participante au contact.

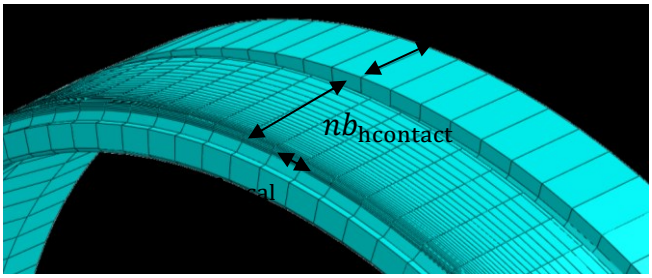


Figure 90 : Portion de maillage « fin » avec les paramètres de remaillage.

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

Si l'erreur de calcul est considérée inacceptable, une itération $(n+1)$ de remaillage s'effectue de la manière suivante :

- $p_{\text{global } n+1} = p_{\text{global } n} * 90/100$;
- $p_{\text{local } n+1} = p_{\text{local } n} * 75/100$;
- $nb_{\text{hcontact } n+1} = nb_{\text{hcontact } n} + 4$.

Des limites géométriques sont imposées aux paramètres pour encadrer ce processus. Les paramètres dirigeant l'évolution des variables de maillage sont estimés à priori. Un exemple d'évolution du remaillage est proposé en Figure 91.

Nb itération	p_{global}	p_{local}	nb_{hcontact}
-1	5	5	3
0	10	0,5	12
1	9	0,375	16
2	8	0,28125	20
3	7	0,210938	24
4	6	0,158203	28
5	5	0,118652	30
6	4	0,1	30

Figure 91 : Evolution des paramètres de remaillage lors d'un processus d'optimisation.

L'itération -1 correspond au maillage « grossier » qui est indépendant du processus de remaillage. Ce maillage utilisé lors du vol libre est défini par l'utilisateur afin de minimiser le temps de calcul.

Ce processus d'optimisation est aussi personnalisable au niveau du calcul de l'erreur de contact. Il est possible, par exemple, d'imaginer différents estimateurs d'erreur de contact soit globaux soit locaux.

(a) Estimateur d'erreur global :

L'estimateur d'erreur global est défini comme l'écart entre l'effort normal obtenu au niveau de l'interface ($CFN_{\text{interaction}}$) et la somme au niveau des nœuds de contact de l'effort normal aux nœuds de contact (CFN_i avec i l'indice du nœud). Cet estimateur permet de vérifier la validité de l'effort d'interaction calculé par Abaqus. Il est défini tel que :

$$\varepsilon_{\text{contact global}} = \frac{\left(CFN_{\text{interaction}} - \sum_i \left(CFN_{i,1}^2 + CFN_{i,2}^2 + CFN_{i,3}^2\right)^{0,5}\right)}{CFN_{\text{interaction}}} \qquad (3\text{-}11)$$

L'indice i parcourt toutes les zones du modèle sans exception.

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

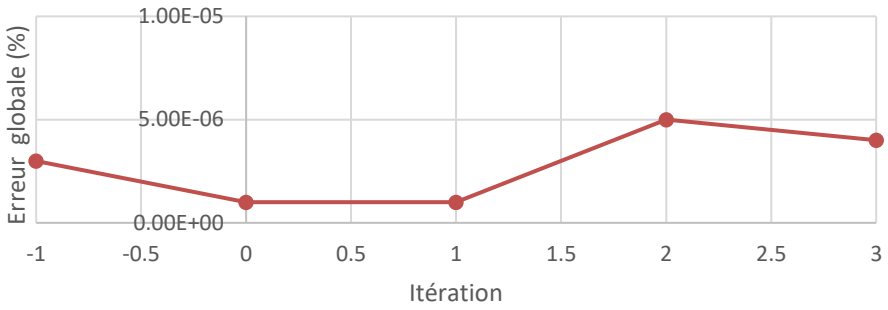


Figure 92 : Evolution de $\varepsilon_{\text{contact global}}$ pour différents maillages.

Cet estimateur d'erreur est considéré global car il s'intéresse à la performance de la discrétisation du contact de façon générale. Il ne s'intéresse pas à une zone particulièrement mais à tous les nœuds en contact. L'erreur globale est très faible quel que soit le maillage considéré. Pour tous les maillages, $\varepsilon_{\text{contact global}} < 0.0001\%$. Cela permet de vérifier la qualité d'homogénéisation du solver Abaqus mais ne permet pas de discriminer les maillages des uns des autres.

(b) Estimateur d'erreur local :

Un estimateur d'erreur local est proposé en utilisant l'estimateur basé sur le défaut de régularité de Zienkiewicz et Zhu (Zienkiewicz & Zhu, 1987). Celui-ci est présent dans Abaqus sous le nom de « CPRESSERI ».

$$\varepsilon_{\text{contact local}} = \frac{\max\limits_{j} CPRESSERI_j}{\text{moy}\limits_{j} CPRESS_j} \tag{3-12}$$

Cet estimateur est très sensible aux effets de bords et de transition violente de pression de contact (Koliesnikova, 2020). Il faut donc choisir une zone de mesure pour éviter de pénaliser des résultats acceptables. Pour ce faire, les bords des contacts sont exclus de l'analyse. Numériquement, les nœuds j sont considérées pour le calcul d'erreur seulement s'ils vérifient la condition :

$$CPRESSERI_j \leq max_i(CPRESSERI_i) * \frac{Y}{100} \tag{3-13}$$

Avec Y un paramètre ajustable qui permet d'influer sur la surface exclue. Plus Y est faible, moins il y a de surface de contact considérée dans le calcul d'erreur.

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

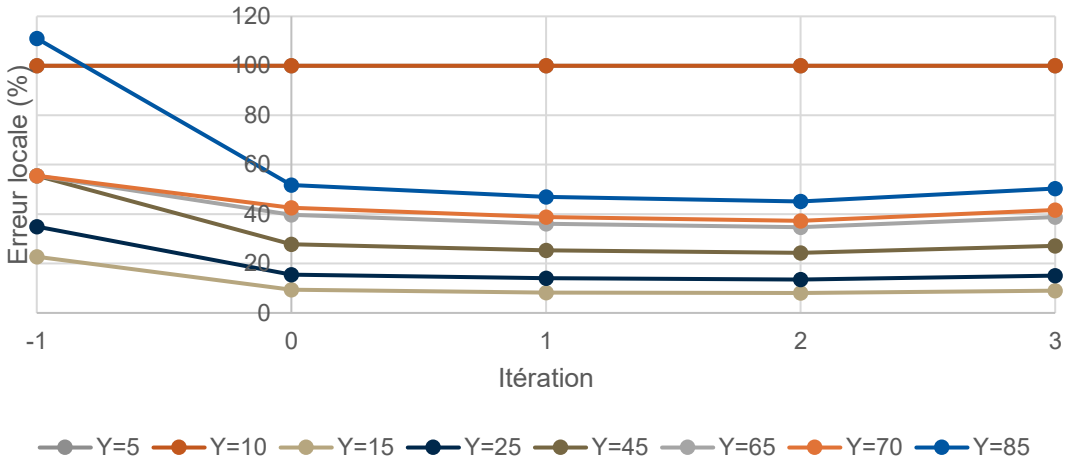


Figure 93 : Evolution de $\varepsilon_{\text{contact local}}(Y)$ pour différents maillages.

L'évolution de l'erreur pour notre exemple, visible sur la Figure 93, montre que le paramètre optimal pour Y est d'environ 45. Cet estimateur est simple à implémenter, régulier suivant Y et permet de vérifier la qualité de la discrétisation de l'intérieur de la surface de contact.

Il est possible d'exprimer une condition similaire à celle exprimée à l'équation (2-1) avec la surface de contact telle que :

$$CNAREA_j \geq max_i(CNAREA_i) * \frac{Y}{100} \tag{3-14}$$

Celle-ci s'est révélée moins régulier que celle en erreur de pression de contact.

Pour s'assurer de la convergence de la solution sur toute la zone du contact et pas seulement en son cœur, un rapport de contrôle est implémenté tel que :

$$\varepsilon_{\text{contrôle}} = \frac{\max\limits_i CPRESSERI_i}{\max\limits_i CPRESS_i} \tag{3-15}$$

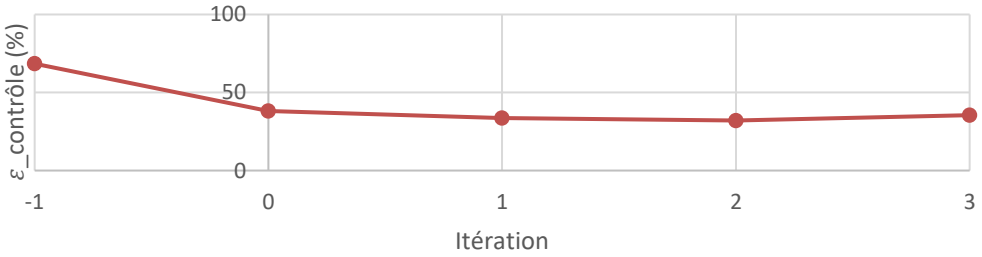


Figure 94: Evolution de $\varepsilon_{\text{contrôle}}$ pour différents maillages.

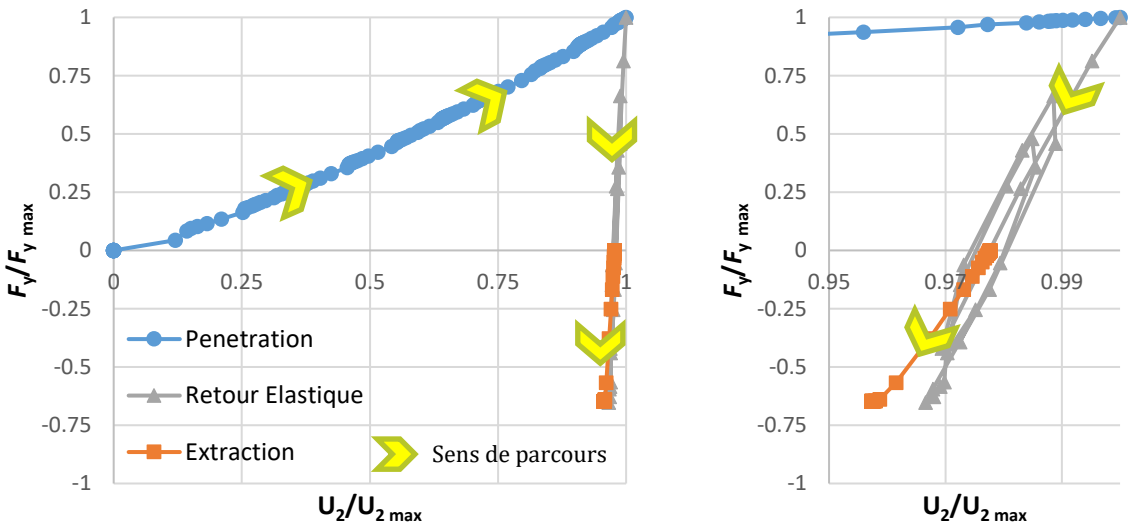
La Figure 94 montre que le rapport de contrôle évolue de façon analogue à l'erreur en pression de contact visible sur la Figure 93. La combinaison de l'estimateur d'erreur local et du rapport de contrôle permet de s'assurer de la convergence du processus de remaillage.

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

3.4.2. Résultats

Malgré le processus d'optimisation, les simulations de chargement prennent plusieurs jours de calcul et seulement quelques configurations ont pu être testées en fin de thèse. En fonction des conditions initiales, deux résultats physiques sont possibles : soit le projectile s'est arrêté avant le cône de forcement freiné par les actions de contact soit le projectile est mis à poste. Le dernier cas est étudié plus en détails.

La simulation de coincement final se caractérise par un impact cône sur cône similaire à celui étudié lors de la partie 3.3.1 : le projectile est lancé avec une vitesse initiale puis les performances de la liaison formée sont évaluées. Dans ces simulations, l'ensemble des corps sont déformables et les géométries sont aussi proches que possible du besoin industriel.



Vue globale Zoom

Figure 95 : Evolution de $F_y(U_2)$ pour une simulation de coincement.

La Figure 95 permet d'identifier un comportement représentatif de la liaison conique dans un tube rayé comme sur la Figure 85. Une fois le choc de coincement effectué et le maximum d'effort atteint, une phase de vibration autour de la position d'équilibre est observée. D'une certaine façon, elle peut être considéré comme la phase de retour élastique. Comme évoqué à la partie 3.3.1.7, une onde mécanique, fait vibrer la ceinture du projectile durant cette phase (*c.f.* Figure 96). Elle est le reflet d'une compétition entre le transfert d'énergie cinétique en énergie de déformation élastique et le phénomène inverse *i.e.* le retour élastique.

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

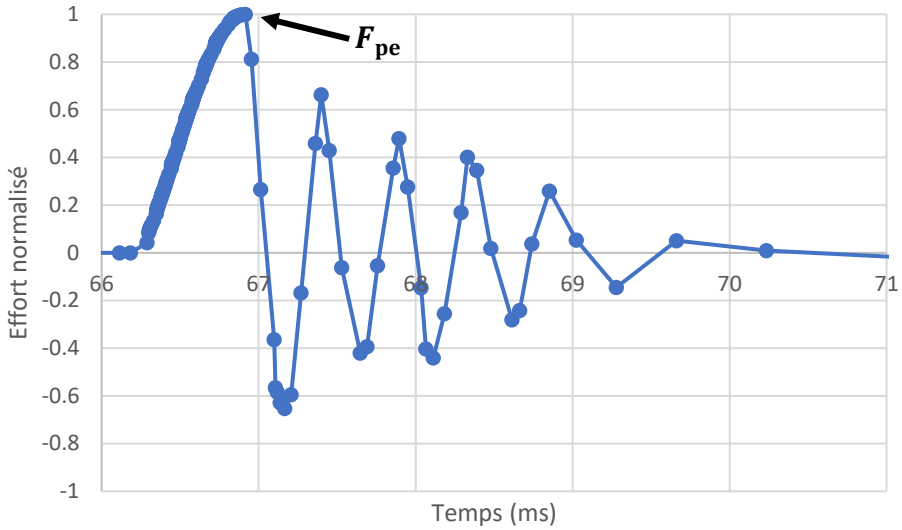


Figure 96 : Dynamique d'impact lors du coincement.

Par convention, l'effort de pénétration est défini comme le maximum d'effort axial obtenu lors du choc de coincement. Les performances de la liaison formée en dynamique sont similaires à celles obtenues en statique, par exemple le facteur de restitution est du même ordre de grandeur (*c.f.* équation (3-7)(3-6)) :

$$r_{\text{Chargement}} \approx 0.63 \tag{3-16}$$

En général, lors de la phase de coincement, l'énergie cinétique est principalement consommée par frottement. Seulement deux-tiers de l'énergie restante sert à la retenue du projectile sous forme d'énergie élastique. Le bilan d'énergie typique est visible sur la Figure 97.

Energie dissipée par friction	Energie de déformation plastique	Energie de déformation élastique
86,34%	4,45%	9,11%

Figure 97 : Bilan d'énergie en chargement dynamique.

Malgré un faible taux d'énergie utile stockée dans la liaison, celle-ci assure le maintien du projectile en position avec un effort limite de décoincement vérifiant le critère de « cinq fois le poids » (*c.f.* (2-1)).

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

3.5. Conclusion sur la partie numérique

Les simulations éléments finis ont permis de poser le cadre d'étude, d'introduire les grandeurs clefs et de mettre en évidence le comportement de la liaison conique en trois phases : pénétration, retour élastique et extraction. Cet assemblage est décrit principalement par la courbe effort axial en fonction de l'enfoncement et par l'évolution de son profil de pression de contact.

Lors du chargement des projectiles, la liaison formée se comporte comme une liaison conique. Comme cette dernière, elle est soumise à l'effet de glissement partiel de son interface lors du démontage ainsi qu'à une répartition particulière de ses contraintes. Les rayures et le phénomène de désalignement ont une influence secondaire par rapport à la dynamique générale de l'interface. L'utilisation des outils de simulation ainsi développés permettrait à l'industriel de mieux connaitre le phénomène de chargement.

Le processus de calcul proposé permet de gagner en temps de calcul lors qu'il n'y a pas de contact tout en conservant une bonne précision lors de la résolution du contact. L'estimateur d'erreur en pression de contact est régulier et peut être utilisé pour de nombreuses applications sous Abaqus. Le schéma proposé peut être grandement personnalisé et peut être amélioré en rajoutant le transfert des champs de contraintes dans la boucle de simulations, ce qui pourrait étendre son champ d'application. Cependant, cette démarche est complexe pour des logiciels industriels comme Abaqus.

La maitrise de la simulation de l'interaction cône sur cône permet d'ouvrir la voie à une modélisation phénoménologique de l'interface. Celle-ci est présentée dans le chapitre suivant.

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

Chapitre 4. **Modélisation analytique**

Sommaire :

4.1. Introduction *99*
4.2. Présentation de la liaison *99*
4.3. Modèle analytique *100*
4.4. Présentation des paramètres *101*
4.5. Cône élastoplastique idéal *104*
4.5.1. Hypothèses 104
4.5.2. Résolutions 104
4.5.2.1. Pénétration 104
4.5.2.2. Retour élastique 105
4.5.2.3. Extraction 105
4.6. Prise en compte des procédés d'homogénéisation *109*
4.6.1. Pénétration 109
4.6.2. Retour élastique 109
4.6.3. Extraction 110
4.7. Performances globales du modèle *112*

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

4.1. Introduction

Dans ce chapitre, la liaison cône sur cône est modélisée de manière analytique grâce à l'ensemble des observations faites au Chapitre 3. L'objectif est de fournir un modèle à l'échelle globale ; c'est-à-dire à l'échelle de la structure. Il doit être utilisable, par exemple, dans des chaines cinématiques par des ingénieurs. Malgré l'homogénéisation des phénomènes locaux, leurs impacts sont considérés et reproduits le plus fidèlement possible. Les résultats numériques proviennent des simulations axisymétriques de contact conique de la partie 3.3.1. Deux hypothèses seront considérées pour la résolution du modèle. Dans un premier temps, les phénomènes locaux seront ignorés. Le modèle se comportera alors comme une interface conique « ponctuelle ». Dans un second temps, les éléments permettant l'homogénéisation au niveau de la liaison seront employés afin de décrire une liaison non idéalisée.

4.2. Présentation de la liaison

La liaison considérée est formée de deux cônes qui réalisent un assemblage fretté. Le cône mâle est poussé dans le cône femelle pour former une liaison complète par frottement. L'interface obtenue est définie par son angle de conicité α ; les deux cônes partagent le même angle. Le frottement est modélisé par les conditions de Signorini en utilisant un coefficient de Coulomb μ. Généralement, celui-ci dépend de l'état de surface, de la pression de contact et de la vitesse relative de glissement. Par simplicité, on le considère comme constant.

La déformation est supposée exclusivement au sein du cône mâle. En effet, dans la plupart des applications industrielles, le cône mâle est le plus mou. Une vue est disponible sur la Figure 98.

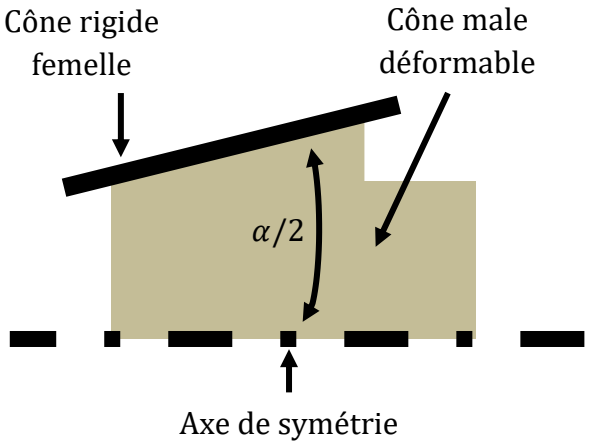


Figure 98 : Schéma de la liaison conique considérée.

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

4.3. Modèle analytique

Pour décrire la liaison formée par l'assemblage de deux cônes, un modèle analytique est proposé. Il décrit l'évolution de l'assemblage de la mise en contact à la perte de contact. Il est composé d'un cône femelle rigide sur lequel glisse un frotteur. Celui-ci est lié à des ressorts axiaux et radiaux qui représentent la déformation élastoplastique du cône mâle. L'effort extérieur est appliqué à l'extrémité de ce réseau de ressorts. Pour prendre en compte certains effets internes qui ne sont pas purement axiaux ou radiaux, un pivot et une glissière unidirectionnelle sont ajoutés.

Ainsi formé, le modèle est capable de décrire de façon globale l'interaction cône sur cône tout en prenant en compte des effets locaux de contact et de déformation.

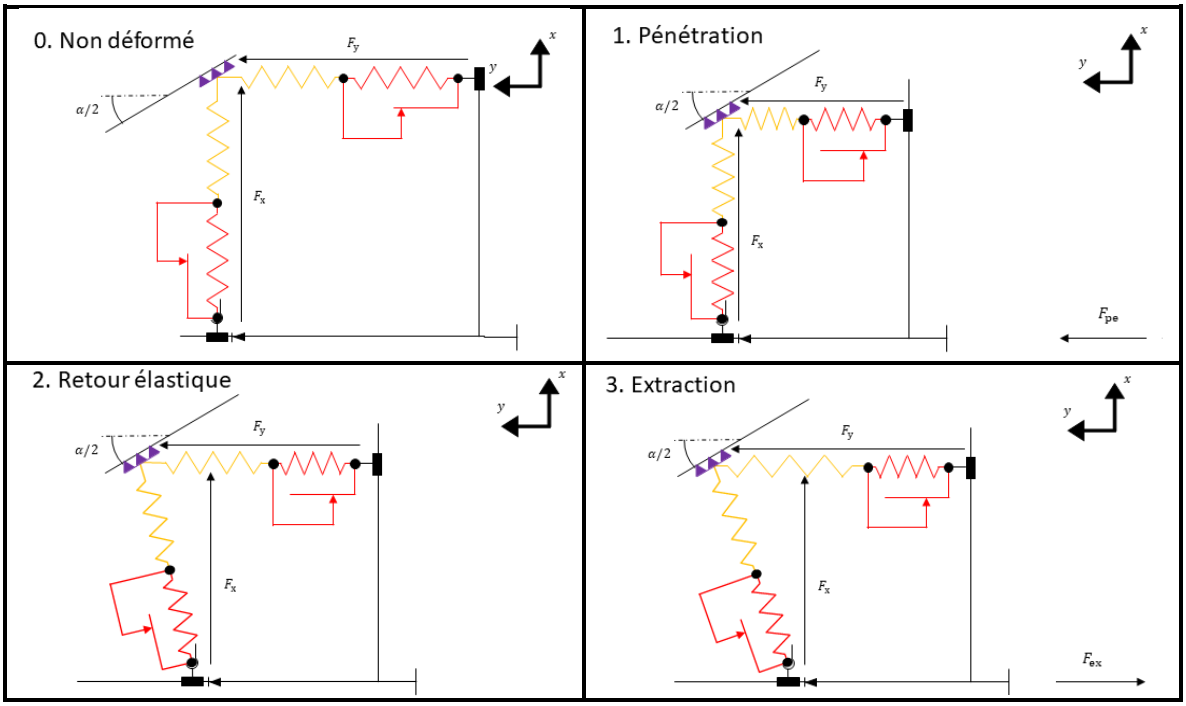


Figure 99 : Evolution du modèle à chaque étape.

Le modèle est fondé sur des pas statiques visibles sur la Figure 99. Même si seulement une succession d'équilibres a été considérée, le modèle est capable de décrire la transition dynamique entre chaque pas de façon satisfaisante.

Le processus de chargement/déchargement est le suivant :

0. Non déformé :

   Les deux cônes sont en contact mais aucune force n'est appliquée. Aucune déformation plastique précédemment générée n'est considérée.

1. Pénétration :

   Une force extérieure positive est appliquée sur le cône mâle. Le ressort axial est alors comprimé. De plus, le frotteur glisse sur le cône femelle ce qui entraine la compression du ressort radial. Le glissement se continue jusqu'à obtention de l'équilibre des forces de contact au niveau du glisseur. Si les efforts en jeu dépassent le critère de plasticité, la déformation est considérée élastoplastique.

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

2. Retour élastique :

   Après la pénétration, la force extérieure est supprimée. Le ressort axial restitue donc toute son énergie. Grâce à l'équilibre des efforts de contact, le frotteur reste en adhésion avec le cône. En considérant ces deux phénomènes, le cône mâle recule. Ce mouvement va tirer vers l'arrière le ressort radial qui le fait tourner ce qui lui fait libérer une partie de l'énergie stockée. (En utilisant l'approximation des petites rotations, on néglige les aspects angulaires du phénomène en gardant seulement la variation de la déformation radiale)

3. Extraction :

   Un effort externe négatif est appliqué pour extraire le cône et rompre l'assemblage. Le ressort axial est étiré et se charge d'énergie élastique. Aucun ajout d'énergie plastique n'est considéré (selon les observations issues des simulations). Un phénomène de déchargement radial est observé dû au pivot. Quand la condition de Coulomb n'est plus satisfaite sur le frotteur, l'ensemble glisse : l'assemblage est donc démonté.

4.4. Présentation des paramètres

Le modèle est décrit par neuf paramètres dont :

- Deux paramètres du cône : α, μ ;

  L'angle au cône (α) est mesuré sur la géométrie et le coefficient de frottement de Coulomb (μ) obtenue à partir de la littérature (Balla, et al., 2011) et des mesures expérimentales. Lors des calculs, le coefficient de frottement à la pénétration (μ_{pe}) est distingué du coefficient de frottement à l'extraction (μ_{ex}). En effet, le premier peut être dynamique alors que le second est statique. Cependant, la plupart des applications suppose un coefficient de frottement identique tel que $\mu = \mu_{\text{pe}} = \mu_{\text{ex}}$.

- Deux modules élastiques des ressorts radial et axial : $k_{\text{x élastique}}$& $k_{\text{y élastique}}$;

  Les modules élastiques sont déterminés à partir des données issues de la phase de pénétration et de retour élastique. $k_{\text{x élastique}}$ est déterminée en inversant l'équation (4-14) et grâce à la position du cône à la fin du retour élastique. Ensuite $k_{\text{y élastique}}$ est obtenu grâce à la position du cône à la fin de la phase de pénétration et de l'équation (4-10).

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

- Deux paramètres pour décrire le comportement élastoplastique : F_{seuil}, $c_{\text{plastique}}$;

  L'effort d'activation plastique (F_{seuil}) décrivant l'effort minimal d'entrée en plasticité et le facteur de conversion plastique ($c_{\text{plastique}}$) liant la raideur élastique à la raideur plastique. Pour chaque ressort : $k_{i\ \text{plastique}} = c_{\text{plastique}} * k_{i\ \text{élastique}}$ où i est le nom de ressort.

  Afin de décrire le comportement bilinéaire observé sur la Figure 66, un modèle élastoplastique avec écrouissage isotrope linéaire est choisi. Ce modèle rhéologique est communément représenté par deux ressorts et un patin (Bonelli, 2019).

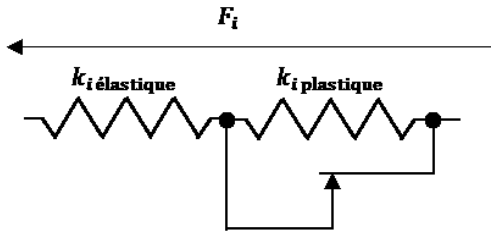


Figure 100 : Modèle élastoplastique avec écrouissage isotrope linéaire.

La raideur équivalente (k_i) du ressort i, représenté sur la Figure 100, répond au système suivant d'équations :

$$\begin{cases} Si\ F_i < F_{\text{seuil}}, & k_i = k_{i\ \text{élastique}} \\ Si\ F_i \geq F_{\text{seuil}}, & k_i = \dfrac{k_{i\ \text{élastique}}\ k_{i\ \text{plastique}}}{k_{i\ \text{élastique}} + k_{i\ \text{plastique}}} = k_{i\ \text{élastique}} \dfrac{c_{\text{plastique}}}{1 + c_{\text{plastique}}} \end{cases} \quad (4\text{-}1)$$

à partir des données issues de la phase de pénétration et de retour élastique afin de minimiser le nombre de paramètres.

- Un paramètre de pivot : h ;

  Le paramètre de pivot décrit la variation d'élongation due aux déplacements internes. En général, ce paramètre correspond au rayon du contact cône sur cône aussi appelé « hauteur du contact ».

- Un module élastique unitaire : $k_{\text{x unit}}$

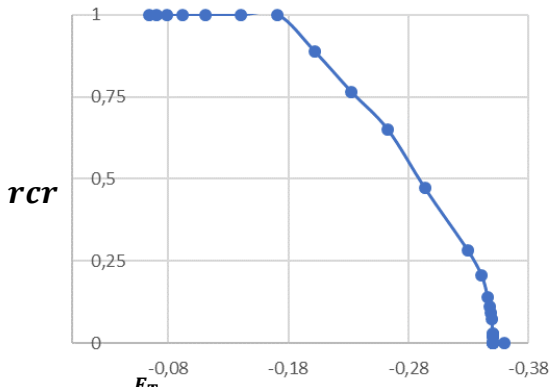
  Le module élastique est déterminé à partir de l'analyse d'une simulation de contact cône/cône avec un seul nœud le long du contact.

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

- Un ratio de conversion de raideur (rcr) axiale : rcr

  Le ratio de conversion de raideur axiale représente, à l'échelle macroscopique, le phénomène local de glissement partiel de l'interface décrit à la partie 3.3.1.5. Progressivement lors de la phase d'extraction, certaines parties de l'interface ne contribuent plus à la liaison car, localement, la condition de Coulomb n'est plus vérifiée. La liaison est malgré tout toujours établie et il n'y a pas de glissement relatif entre les cônes. Ce phénomène entraîne une évolution significative de la raideur générale de l'assemblage. Une fonction de conversion de la raideur est proposée.

$$k_{\mathrm{x}} = rcr(\mu_{\mathrm{apparent}}) * k_{\mathrm{x\ elastique}} + \left(1 - rcr(\mu_{\mathrm{apparent}})\right) * k_{\mathrm{x\ élastique\ unit}} \qquad (4\text{-}2)$$



$\mu_{\mathrm{apparent}} = \frac{F_{\mathrm{T}}}{F_{\mathrm{N}}}$ **: coefficient de frottement apparent**

Figure 101 : Evolution du ratio de conversion de raideur.

Le modèle proposé, à l'équation (4-2), décrit une transition progressive de la raideur allant d'un assemblage surfacique à un assemblage linéique. La Figure 101 présente un exemple d'évolution du ratio en fonction du coefficient de frottement apparent. Celui-ci a été obtenu par analyse d'une simulation axisymétrique de la phase d'extraction. Le rcr, en tant que représentation de l'hétérogénéité de la répartition de la pression de contact le long de l'interface, dépend fortement de la géométrie des pièces formant l'interface conique considérée. Il convient de noter que lors de la phase d'extraction, le coefficient de frottement apparent est négatif car l'effort tangentiel est négatif. En effet, l'effort axial d'extraction est appliqué dans le sens opposé à celui de l'effort de pénétration. De manière générale, le rcr est le rapport entre la surface totale en contact et la surface cohésive. L'évolution de cette dernière est liée à μ_{apparent}.

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

4.5. Cône élastoplastique idéal

L'objectif de cette partie est d'obtenir l'ensemble des équations décrivant l'évolution de l'assemblage.

4.5.1. Hypothèses

x et y sont respectivement les cordonnées radiales et axiales de chaque point considéré. L'indice « fc » représente les points liés au cône femelle (*female cone*), « mc » au cône mâle (*male cone*) et « sp » au ressort (spring). Les indices numériques 1, 2 ou 3 représentent les variables à la fin de chaque phase statique respectivement la pénétration, le retour élastique et l'extraction.

Le frotteur se déplace le long du cône femelle :

$$\Delta x = -\sin(\alpha/2)\,\Delta y \tag{4-3}$$

Le ressort radial est défini par :

$$F_{\mathrm{x}} = -k_{\mathrm{x}}(x_{\mathrm{fc}} - x_0) \tag{4-4}$$

Le ressort axial est défini par :

$$F_{\mathrm{y}} = k_{\mathrm{y}}(y_{\mathrm{sp}} - y_{\mathrm{sp0}}) \tag{4-5}$$

Les projections sont :

$$\vec{x} = -\cos(\alpha/2)\,\overrightarrow{F_{\mathrm{N}}} + \sin(\alpha/2)\,\overrightarrow{F_{\mathrm{T}}} \tag{4-6}$$

$$\vec{y} = -\sin(\alpha/2)\,\overrightarrow{F_{\mathrm{N}}} - \cos(\alpha/2)\,\overrightarrow{F_{\mathrm{T}}} \tag{4-7}$$

4.5.2. Résolutions

Dans cette première résolution, les effets du pivot et du ratio de conversion de raideur ne sont pas considérés. Un modèle ponctuelle idéal est résolu.

4.5.2.1. Pénétration

Une force extérieure positive (F_{pe}) pousse le cône mâle dans le cône femelle comprimant le ressort axial. Jusqu'à obtenir l'équilibre des efforts de contact, le frotteur glisse vers l'intérieur du cône femelle comprimant le ressort radial. Selon le niveau de force du chargement, la partie plastique des éléments est activée ou non. Le principe fondamental de la statique appliqué au frotteur s'écrit :

$$\frac{F_{\mathrm{x1}}}{F_{\mathrm{y1}}} = \frac{1 - \mu_{\mathrm{pe}}\tan(\alpha/2)}{\mu_{\mathrm{pe}} + \tan(\alpha/2)} \tag{4-8}$$

Lors de la phase de pénétration, on a : $F_{\mathrm{y1}} = F_{\mathrm{p}} = k_{\mathrm{y}} y_{\mathrm{sp1}}$ donc :

$$F_{\mathrm{x1}} = -k_{\mathrm{x}} x_{\mathrm{fc1}} = \frac{1 - \mu_{\mathrm{pe}}\tan(\alpha/2)}{\mu_{\mathrm{pe}} + \tan(\alpha/2)} F_{\mathrm{pe}} \tag{4-9}$$

En ce qui concerne les positions, on obtient : $x_{\mathrm{fc1}} = \frac{1-\mu_{\mathrm{p}}\tan(\alpha/2)}{\mu_{\mathrm{p}}+\tan(\alpha/2)} \frac{-F_{\mathrm{pe}}}{k_1}$ et $y_{\mathrm{fc1}} = -\frac{x_{\mathrm{fc1}}}{\sin(\alpha/2)}$.
En ajoutant le déplacement des ressorts, on obtient la position finale du cône mâle :

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

$$y_{mc1} = y_{sp1} + y_{fc1} = \frac{F_p}{k_y} + \frac{F_p}{k_x}\frac{1 - \mu_p \tan(\alpha/2)}{\mu_p + \tan(\alpha/2)}\frac{1}{\sin(\alpha/2)} \quad (4\text{-}10)$$

4.5.2.2. Retour élastique

En l'absence de force extérieure, les contraintes se relâchent et le ressort axial libère son énergie :

$$F_{y2} = k_y y_{sp2} = 0 \quad (4\text{-}11)$$

Pendant la phase de retour élastique, le ressort radial est toujours compressé. En effet, le frotteur ne peut pas glisser et le relâchement du ressort axial n'a pas d'impact sur le ressort radial sans pivot. L'effort radial est donc conservé :

$$F_{x1} = F_{x2} = \frac{1 - \mu_{pe}\tan(\alpha/2)}{\mu_{pe} + \tan(\alpha/2)} F_{pe} \quad (4\text{-}12)$$

De même, la position radiale est conservée :

$$y_{fc2} = y_{fc1} \quad (4\text{-}13)$$

La position finale du cône mâle est donc déterminée par le relâchement du ressort axial sans glissement :

$$y_{mc2} = y_{sp2} + y_{fc2} = 0 + \frac{F_{pe}}{k_x}\frac{1 - \mu_{pe}\tan(\alpha/2)}{\mu_{pe} + \tan(\alpha/2)}\frac{1}{\sin(\alpha/2)} \quad (4\text{-}14)$$

À la fin du retour élastique, le rapport des forces de contact s'écrit :

$$\frac{F_{T2}}{F_{N2}} = \frac{F_{x2}\sin(\alpha/2)}{-F_{x2}\cos(\alpha/2)} = -\tan(\alpha/2) \quad (4\text{-}15)$$

4.5.2.3. Extraction

Lors de l'extraction, la force extérieure est négative. Le ressort axial est étiré progressivement. Tant qu'il n'y a pas de glissement, le frotteur reste stationnaire et le ressort radial reste chargé donc :

$$F_{x3} = F_{x1} \quad (4\text{-}16)$$

De plus, la condition d'adhérence limite sur le frotteur s'écrit :

$$\frac{F_{x3}}{F_{y3}} = \frac{1 + \mu_{ex}\tan(\alpha/2)}{-\mu_{ex} + \tan(\alpha/2)} \quad (4\text{-}17)$$

C'est l'équation (2-1) pour $-\mu_{ex}$. L'effort d'extraction limite est noté F_{ex} et $F_{y3} = F_{ex}$:

$$F_{ex} = \frac{-\mu_{ex} + \tan(\alpha/2)}{1 + \mu_{ex}\tan(\alpha/2)} F_{x1} = \frac{-\mu_{ex} + \tan(\alpha/2)}{1 + \mu_{ex}\tan(\alpha/2)} \frac{1 - \mu_{pe}\tan(\alpha/2)}{\mu_{pe} + \tan(\alpha/2)} F_{pe} \quad (4\text{-}18)$$

L'équation (2-1) permet de déterminer F_{ex} en fonction du chargement initial (F_{pe}) et des paramètres de l'interface (α, μ_p *et* μ_{ex}). Il convient de noter que le résultat obtenu est une majoration de la valeur réelle à cause de l'hypothèse de non déchargement du ressort radial. Cette formulation permet d'observer rapidement l'influence des paramètres de l'interface et d'obtenir un ordre de grandeur des efforts dans l'assemblage.

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

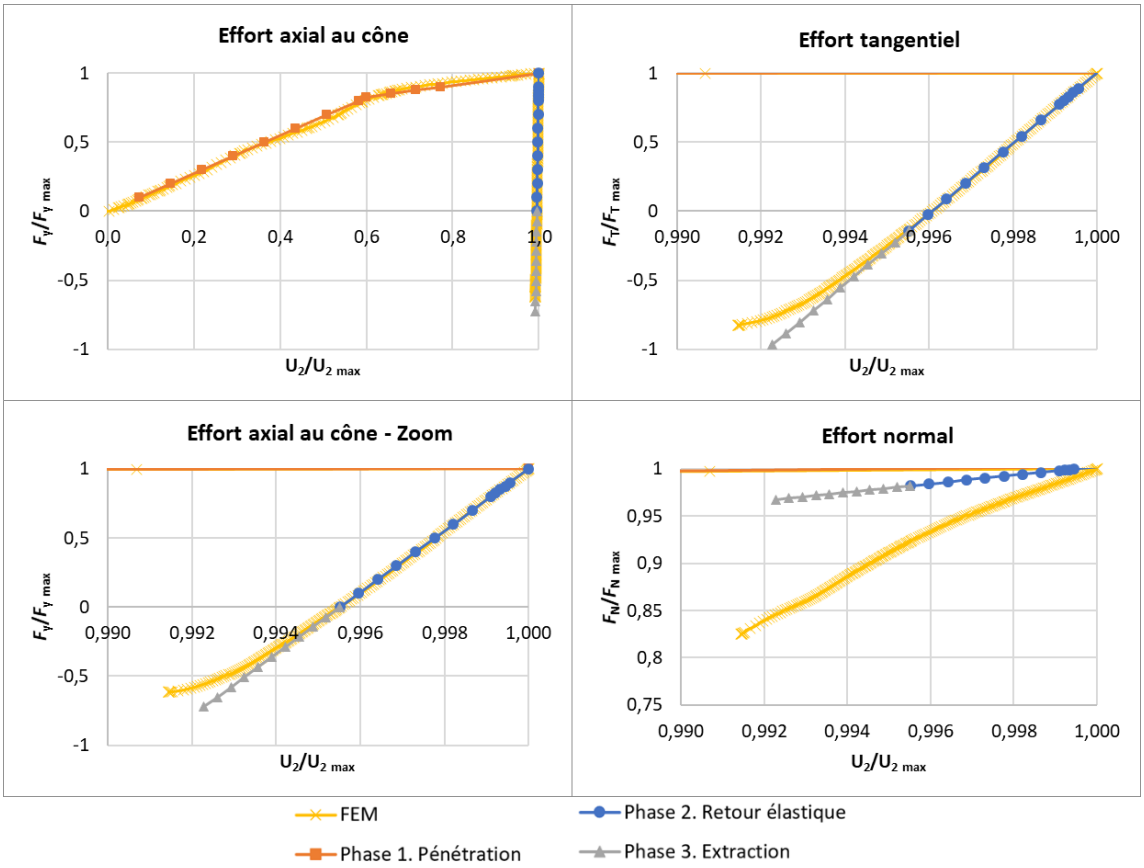


Figure 102 : Comparaison des variables d'interface entre le modèle éléments finis (FEM) et le modèle élastoplastique sans les effets locaux.

La Figure 102 montre l'évolution des principales variables d'interface : l'effort axial, le déplacement, l'effort normal et l'effort tangentiel. Les écarts apparaissent après la phase de pénétration. L'écart le plus important est observé sur la courbe d'effort normal. Il faut donc faire évoluer le modèle afin de pouvoir décharger le ressort radial. Une non-linéarité importante de l'effort axial simulé apparait à la fin de l'extraction. Celle-ci justifie aussi l'emploi du rcr.

L'équation (4-18) peut être considérée comme la fonction de transfert de la liaison. Cette formulation est obtenue sous l'hypothèse d'une interface élastique. On peut définir un facteur de restitution, $r_{\text{élastique}}$, tel que :

$$r_{\text{élastique}} = -r_{\text{rigide}} \frac{1 - \mu_{\text{pe}} \tan(\alpha/2)}{1 + \mu_{\text{ex}} \tan(\alpha/2)} \tag{4-19}$$

Si l'interface considérée est totalement rigide, le facteur de restitution, r_{rigide}, s'écrit :

$$r_{\text{rigide}} = -\frac{F_{\text{ex}}}{F_{\text{pe}}} = \frac{\mu_{\text{ex}} - \tan(\alpha/2)}{\mu_{\text{pe}} + \tan(\alpha/2)} \tag{4-20}$$

Si un coefficient de frottement constant est considéré lors des trois phases ($\mu_{\text{p}} = \mu_{\text{ex}}$), on peut analyser rapidement ces facteurs de restitution ((4-19) et (4-20)). L'expression de r_{rigide} montre que, pour chaque assemblage conique, la force d'extraction est toujours plus faible que la force de pénétration.

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

L'effet est accentué en rajoutant les propriétés élastiques des matériaux d'interface. Ces résultats sont visibles en Figure 103: pour chaque configuration, $r \leq 1$ et $r_{\text{élastique}} \leq r_{\text{rigide}}$. Les graphiques font apparaitre une large zone de paramètres (μ & α) qui empêchent l'assemblage. En effet, dans les zones en nuances de bleus, $r \leq 0$; quelle que soit la force utilisée pour créer la liaison, n'importe quelle force va la rompre.

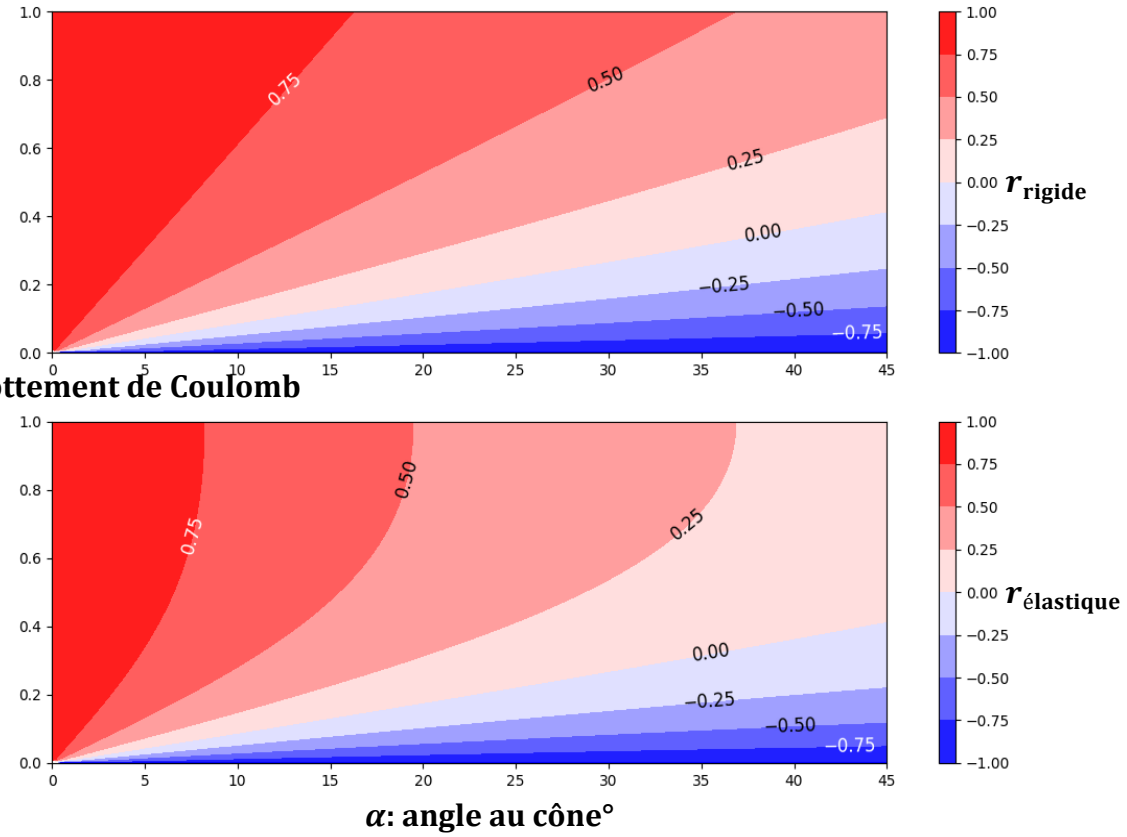


Figure 103 : Evolution du facteur de restitution.

Le rapport restant de l'équation (4-19) évalue l'influence de l'élasticité sur la réponse de l'assemblage lors de l'extraction. Le facteur « d'inversion » est ainsi défini :

$$f_{\text{inv}} = -\frac{r_{\text{élastique}}}{r_{\text{rigide}}} = \frac{1 - \mu_{\text{pe}} \tan(\alpha/2)}{1 + \mu_{\text{ex}} \tan(\alpha/2)} \qquad (4\text{-}21)$$

Ce facteur décrit l'influence des propriétés élastiques sur la performance de la liaison. $f_{inv} \in [0.4,1]$, une valeur de 1 indique que la propriété élastique est négligeable. La Figure 104 montre les variations de f_{inv} pour les mêmes plages d'angle au cône et de coefficient de frottement que la Figure 103.

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

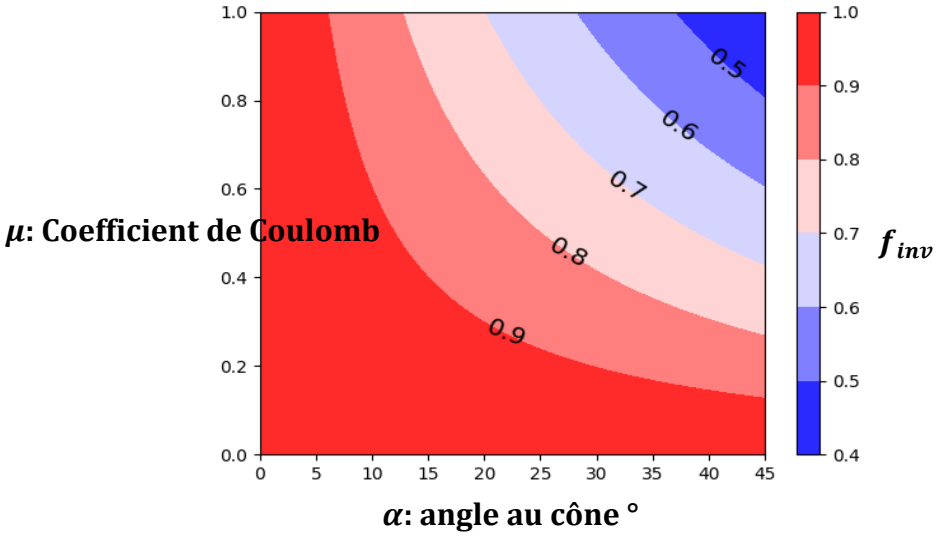


Figure 104 : Evolution du facteur d'inversion.

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

4.6. Prise en compte des procédés d'homogénéisation

Dans cette sous-partie, le modèle d'interface élastoplastique précédent est complété par la considération des effets locaux de déchargement de l'effort normal et par la considération du glissement partiel de l'interface entrainant une diminution de sa raideur lors de l'extraction (*c.f.* partie 3.3.1.5). La résolution présentée est plus proche d'un comportement observable expérimentalement. Bien que la phase de pénétration soit identique à celle de la résolution précédente, elle est reprise dans son intégralité.

4.6.1. Pénétration

Une force extérieure positive pousse le cône mâle dans le cône femelle comprimant le ressort axial. Jusqu'à obtenir l'équilibre des efforts de contact, le frotteur glisse vers l'intérieur du cône femelle comprimant le ressort radial. Selon le niveau de force du chargement, la partie plastique des éléments est activée ou non. Le principe fondamental de la statique appliqué au frotteur s'écrit :

$$\frac{F_{\mathrm{x1}}}{F_{\mathrm{y1}}} = \frac{1-\mu_{\mathrm{p}}\tan(\alpha/2)}{\mu_{\mathrm{p}}+\tan(\alpha/2)} \tag{4-22}$$

Lors de la phase de pénétration, on a : $F_{\mathrm{y1}} = F_{\mathrm{pe}} = k_{\mathrm{y}} y_{\mathrm{sp1}}$ donc :

$$F_{\mathrm{x1}} = -k_{\mathrm{x}} x_{\mathrm{fc1}} = \frac{1-\mu_{\mathrm{pe}}\tan(\alpha/2)}{\mu_{\mathrm{pe}}+\tan(\alpha/2)} F_{\mathrm{pe}} \tag{4-23}$$

En ce qui concerne les positions, on obtient : $x_{\mathrm{fc1}} = \frac{1-\mu_{\mathrm{pe}}\tan(\alpha/2)}{\mu_{\mathrm{pe}}+\tan(\alpha/2)} \frac{-F_{\mathrm{pe}}}{k_1}$ et $y_{\mathrm{fc1}} = -\frac{x_{\mathrm{fc1}}}{\sin(\alpha/2)}$.
En ajoutant les déplacements des ressorts, on obtient la position finale du cône mâle :

$$y_{\mathrm{mc1}} = y_{\mathrm{sp1}} + y_{\mathrm{fc1}} = \frac{F_{\mathrm{pe}}}{k_{\mathrm{y}}} + \frac{F_{\mathrm{pe}}}{k_{\mathrm{x}}} \frac{1-\mu_{\mathrm{pe}}\tan(\alpha/2)}{\mu_{\mathrm{pe}}+\tan(\alpha/2)} \frac{1}{\sin(\alpha/2)} \tag{4-24}$$

4.6.2. Retour élastique

Lors du retour élastique, le pivot s'active. La correction d'effort radial s'écrit :

$$F_{\mathrm{x2}} = F_{\mathrm{x1}} - k_{\mathrm{x\,élastique}}\left(h - \sqrt{h^2 + (y_{\mathrm{mc2}} - y_{\mathrm{mc1}})^2}\right) \tag{4-25}$$

Cette expression permet de prendre en compte le pivot sans prendre en compte les aspects angulaires. h est déterminé par analyse de l'assemblage. Lors de simulations et d'expériences, Il a été observé qu'il correspondait à la hauteur du point de contact moyen. En combinant l'expression de F_{x1} dans l'équation (4-9) et l'équation (2-1), on obtient :

$$F_{\mathrm{x2}} = \frac{1-\mu_{\mathrm{ex}}\tan(\alpha/2)}{\mu_{\mathrm{ex}}+\tan(\alpha/2)} F_{\mathrm{pe}} - k_{\mathrm{x\,elastic}}\left(h - \sqrt{h^2 + (y_{\mathrm{mc2}} - y_{\mathrm{mc1}})^2}\right) \tag{4-26}$$

$$y_{\mathrm{mc2}} = y_{\mathrm{mc1}} - y_{\mathrm{sp2}} = \left[\frac{F_{\mathrm{p}}}{k_{\mathrm{y1}}} + \frac{F_{\mathrm{p}}}{k_{\mathrm{x1}}} \frac{1-\mu_{\mathrm{pe}}\tan(\alpha/2)}{\mu_{\mathrm{pe}}+\tan(\alpha/2)} \frac{1}{\sin(\alpha/2)}\right] - \frac{F_{\mathrm{pe}}}{k_{\mathrm{y2}}} \tag{4-27}$$

Ces deux équations décrivent l'interface à la fin du retour élastique.

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

4.6.3. Extraction

Lors de la phase d'extraction, la correction du pivot est identique à celle de la phase de retour élastique. De plus, il faut considérer le phénomène de glissement partiel de l'interface (*c.f.* partie 3.3.1.5). Pour ce faire, la fonction $rcr(\mu_{\text{apparent}})$ est employée afin de faire varier la raideur axiale en fonction de l'avancement de l'extraction. Le modèle complet devient alors récursif car la valeur de rcr dépend de μ_{apparent} qui est une sortie du modèle. Le schéma de calcul est le suivant :

1. Évaluation des variables du modèles avec les paramètres initiaux du modèle ;
2. Évaluation de $\mu_{\text{apparent}} = \frac{F_{\text{T}}}{F_{\text{N}}}$ à chaque incrément de la phase d'extraction ;
3. Évaluation de $rcr(\mu_{\text{apparent}})$ à chaque incrément de la phase d'extraction ;
4. Correction de la raideur axiale à chaque incrément de la phase d'extraction en fonction de l'équation (4-2) ;
5. Aller à l'étape 1. En utilisant les paramètres corrigés.

Ce processus est rapide. Généralement, il faut moins de cinq itérations pour converger. Les valeurs intermédiaires de la phase d'extraction sont obtenues une fois le modèle convergé.

La discrétisation de calcul du schéma récursif semble avoir peu d'impact sur la précision de la valeur obtenue.

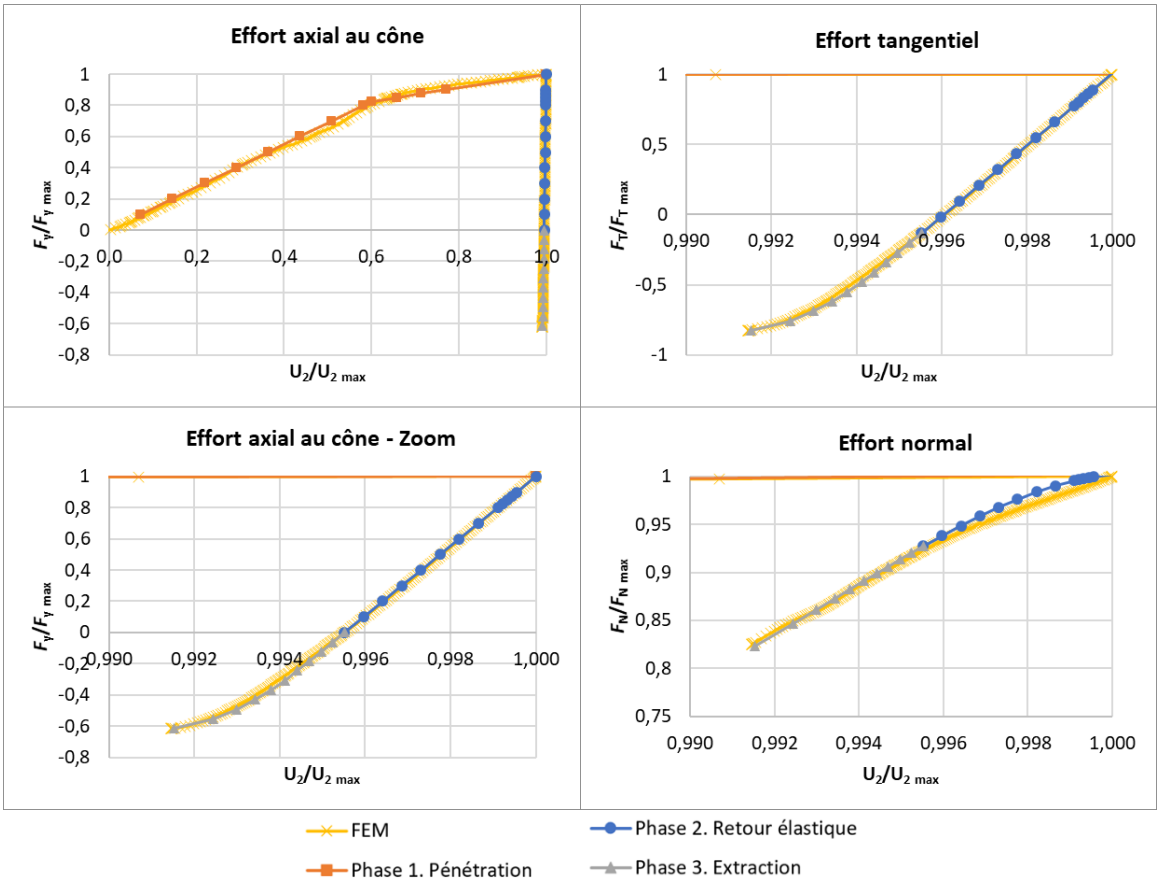


Figure 105 : Comparaison des variables d'interface entre le modèle éléments finis (FEM) et le modèle élastoplastique avec les effets locaux.

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

Sur la Figure 105, les écarts en effort normal et effort axial ont été réduits par rapport à ceux de la Figure 102 montrant une amélioration de la qualité de prédiction du modèle.

Pour déterminer F_{ex}, il faut résoudre la dernière condition d'équilibre :

$$\mu_{ex} = \frac{F_{ex} - \tan\left(\frac{\alpha}{2}\right) F_{x3}}{F_{ex} \tan\left(\frac{\alpha}{2}\right) + F_{x3}} \tag{4-28}$$

À partir des paramètres du modèle, l'effort d'extraction s'exprime :

$$F_{ex} = \delta_{ex} F_{x3} = \delta_{ex} \left(\frac{F_{pe}}{\delta_{pe}} - k_{x\,élastique} \left(h - \sqrt{h^2 - \left(\int_{F_{pe}}^{F_{ex}} \frac{F - F_{pe}}{k_2(\mu(F))}\, dF \right)^2} \right) \right) \tag{4-29}$$

δ_{ex} et δ_p sont l'inverse des rapports définis en (4-8). Ils convertissent l'effort radial en effort axial par l'interface conique à la fin de la phase d'extraction (δ_{ex}) et à la fin de la phase de pénétration (δ_{pe}) respectivement. Ils s'écrivent :

$$\delta_{ex} = \frac{\mu_{ex} + \tan(\alpha/2)}{1 - \mu_{ex}\tan(\alpha/2)} = \frac{F_{ex}}{F_{x3}} \tag{4-30}$$

$$\delta_{pe} = \frac{\mu_p + \tan(\alpha/2)}{1 - \mu_p\tan(\alpha/2)} = \frac{F_{pe}}{F_{x1}} \tag{4-31}$$

La position finale est définie par l'intégrale :

$$y_{mc3} = \int_{\mu_{ex}}^{0} \frac{F_{ex}(\mu)}{k_2(\mu)}\, d\mu + y_{mc2} \tag{4-32}$$

Les formulations obtenues ((4-29) et (4-32)) sont implicites à cause du ratio de conversion de raideur. Le cycle de dépendance est le suivant : F_{ex} dépend du schéma d'évolution de $k_2(\mu_{apparent})$ et $\mu_{apparent}(F_{ex})$. Cependant, l'effort d'extraction peut être encadré en considérant les *extrema* de raideur axial :

$$\delta_{ex} \frac{\left(\frac{F_p}{\delta_p} - k_1 h\right) + \sqrt{\left(\frac{F_{pe}}{\delta_{pe}} - k_1 h\right)^2 - \left(\left(\frac{k_1 \delta_{ex}}{k_{2\,élastique}}\right)^2 + 1\right)\left(\left(\frac{F_{pe}}{\delta_{pe}} - k_1 h\right)^2 - (k_1 h)^2\right)}}{\left(\frac{k_1 \delta_{ex}}{k_{2\,élastique}}\right)^2 + 1} \leq F_{ex} \leq \delta_{ex} \frac{\left(\frac{F_p}{\delta_p} - k_1 h\right) + \sqrt{\left(\frac{F_{pe}}{\delta_{pe}} - k_1 h\right)^2 - \left(\left(\frac{k_1 \delta_{ex}}{k_{2\,unit}}\right)^2 + 1\right)\left(\left(\frac{F_{pe}}{\delta_{pe}} - k_1 h\right)^2 - (k_1 h)^2\right)}}{\left(\frac{k_1 \delta_{ex}}{k_{2\,unit}}\right)^2 + 1} \tag{4-33}$$

La borne inférieure correspond à la non prise en compte du phénomène de glissement partiel de l'interface. De manière inverse, la borne supérieure représente le comportement de la liaison comme une liaison ponctuelle. C'est-à-dire comme si tous les éléments de l'interface glissent sauf un.

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

4.7. Performances globales du modèle

De manière générale, en comparant les modèles analytiques et numériques issus de la partie 3.3.1, des tendances similaires d'évolution sont observées pour toutes les variables de l'interface. Même avec l'hypothèse d'un effort radial constant après la phase de pénétration, les forces et le déplacement partagent le même signe de dérivée que leurs équivalents numériques.

Lors des tests, en utilisant la phase de pénétration comme données d'entrée, les erreurs de prédiction en efforts axial, normal et tangentiel et en position sont inférieures à 0.5% ; Un rapport complet est visible sur la Figure 106.

Variable	**Erreur (Analytique/FEM) à la fin de chaque phase.**		
	Pénétration	**Retour élastique**	**Extraction**
y_{mc}	0%	0%	-0.01%
F_y	0%	-0.00001%	0.22%
F_N	-0.24%	-0.44%	-0.23%
F_T	-0.24%	-0.46%	0.22%

Figure 106 : Table des erreurs de prédiction du modèle analytique.

De plus, selon la Figure 105, le modèle analytique représente de manière satisfaisante le comportement de l'assemblage cône sur cône. Les phénomènes identifiés dans la partie numérique sont correctement modélisés : phase de pénétration élastoplastique, perte d'effort normal lors du retour élastique et glissement partiel de l'interface lors de la phase finale de l'extraction.

Le modèle est tributaire de la qualité de ses paramètres d'entrée pour sa précision de prédiction. Certains peuvent être très complexes à obtenir comme μ ou le rcr.

Lors du calibrage du modèle grâce à une phase de pénétration, celui-ci est optimisé pour un cycle particulier de montage/démontage. Ensuite, plus l'effort de pénétration considéré diffère de l'effort de pénétration de calibrage plus la prédiction de la phase d'extraction est imprécise. Pour améliorer le comportement du modèle sur une large plage de valeurs, il serait possible d'ajouter des paramètres supplémentaires au modèle. La piste la plus prometteuse semble être l'emploi de raideurs variables en fonction de l'effort de pénétration. Une étude numérique et expérimentale est nécessaire pour vérifier cette théorie.

La partie 5.3.4 montre l'utilisation de ce modèle pour reproduire les résultats obtenus lors d'une expérience d'interface conique contrôlée par une machine de traction.

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

Chapitre 5. **Essais expérimentaux**

Sommaire :

5.1. Introduction *114*

5.2. Caractérisations mécaniques *114*

5.2.1. Tribologie 114

5.2.1.1. Statique 114

5.2.1.2. Dynamique 116

(a) Généralités sur le tribomètre 116

(b) Mesure du coefficient de frottement lors de la prise de contact 118

5.2.2. Elastoplasticité 121

5.2.2.1. Préparation des échantillons 121

5.2.2.2. Obtention des mesures 123

5.2.2.3. Loi de Johnson-Cook 125

5.3. Essais cône/cône *127*

5.3.1. Spécifications 127

5.3.2. Moyens d'acquisitions 128

5.3.3. Résultats bruts 129

5.3.3.1. Sans papier pression 129

5.3.3.2. Avec papier pression 131

5.3.4. Comparaison au modèle analytique 133

5.4. Conclusion des essais *135*

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

5.1. Introduction

Les essais menés lors de ces travaux se répartissent en deux types : essais de caractérisation et essais de validation.

En premier lieu, afin d'alimenter les modèles numériques et analytiques, de nombreux essais de caractérisation ont étés réalisés. La loi d'évolution du coefficient de frottement de l'interface cuivre/acier a été déterminée en fonction de la vitesse de glissement. De plus, les paramètres de la loi élastoplastique de Johnson-Cook du cuivre ont été mesurées.

Dans un second temps, une interface de type cône sur cône a été développée, réalisée et testée au sein du laboratoire afin d'obtenir des mesures de l'interface conique dans un cadre de référence. Des comparaisons ont été menées entre le modèle analytique et les résultats de mesure.

5.2. Caractérisations mécaniques

Dans cette partie, les essais utilisés pour déterminer les paramètres matériaux ainsi que les données tribologiques sont présentés. Grâce à eux, le comportement mécanique des éléments de l'interface peut être caractérisé. Il faut déterminer les données suivantes :

- Coefficient de frottement de l'interface cuivre/acier en fonction de la vitesse de glissement ;
- Loi élastoplastique décrivant la déformation du cuivre, matériau du cône mâle.

Aux vues de la complexité technique des essais de tribologie et de la pression importante mise en jeu dans l'application industrielle (> 100MPa), il a été décidé de ne pas considérer la pression de contact comme une variable d'influence lors des études de tribologie. Une erreur possiblement conséquente risque d'apparaitre lors de l'utilisation des valeurs obtenus pour l'application industrielle (*c.f.* partie 2.7.1.2). De plus, il a été décidé de caractériser seulement la déformation du cuivre car il est le support de la majorité de la déformation. Le matériau du cône femelle, acier à tube, sera représenté par les données issues de la bibliographie.

5.2.1. Tribologie

Afin de déterminer les coefficients de frottement statique et dynamique, des essais de tribologie ont été menés. Les mesures sur banc didactique permettent d'obtenir le coefficient de frottement statique et les mesures issues du tribomètre pion-disque permettent de déterminer le coefficient dynamique en fonction de la vitesse de glissement.

5.2.1.1. Statique

La mesure du coefficient statique s'effectue sur un banc didactique de marque ELWE. Celui-ci est un banc inclinable muni d'un goniomètre. La procédure de mesure est la suivante :

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

1. Placer les deux échantillons l'un sur l'autre au milieu du banc ;
2. Incliner progressivement le banc ;
3. Lors du glissement de l'échantillon supérieur noter l'angle φ.

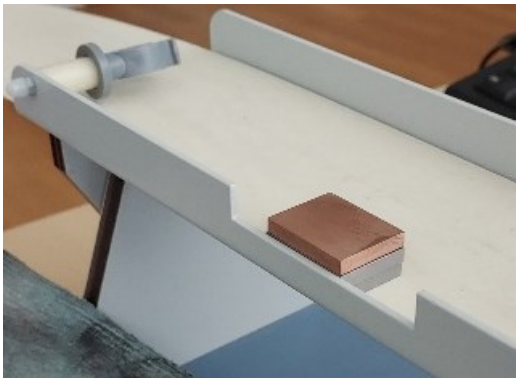





Figure 107 : vues du goniomètre.

La Figure 107 présente le banc d'essai. Le banc dispose d'une fente qui permet de tester les petits échantillons. Lors de ces essais, rien ne doit obstruer la chute de l'échantillon supérieur et la base doit être en appui sur le bord du banc. En effet, il faut éviter tout effet dynamique de glissement intempestif de la pile d'échantillons.

Comme les échantillons sont soumis à leur propre poids (P), le coefficient de frottement statique (μ_{stat}) s'écrit :

$$\mu_{\text{stat}} = \frac{F_{\text{T}}}{F_{\text{N}}} = \frac{P\sin(\varphi)}{P\cos(\varphi)} = \tan(\varphi) \tag{5-1}$$

La mesure est effectuée plusieurs fois pour la même configuration. On considère donc une incertitude de type A ou une incertitude statistique (Harris, 2007). Les notations utilisées sont les suivantes :

$$\text{U}(\mu_{\text{stat}}) = t_{\%}\frac{\sigma_{n-1}}{\sqrt{n}} \tag{5-2}$$

Avec U l'incertitude, $t_{\%}$ est le coefficient de Student, σ_{n-1} l'écart type et n le nombre de mesures. Un niveau de confiance de 95% est utilisé dans l'ensemble des calculs d'incertitude de cette thèse.

Pour notre couple cuivre/acier classique après vingt-quatre mesures, les performances sont les suivantes :

Moyenne	0,354
Ecart type	0,057
Incertitude à 95%	0,020

Figure 108 : Résultats d'essais pour un frottement statique cuivre acier.

Le résultat est donc :

$$\mu_{\text{Stat cuivre/acier}} = 0.35 \pm 0.02 = [0.33; 0.37] \text{ S.U.} \tag{5-3}$$

Les mesures obtenues sont dans la plage communément admise pour ce couple de matériaux (*c.f.* partie 2.7.1.2). Cependant, les pressions de contact d'essais sont très inférieures à celles rencontrées lors de l'application industrielle. Pour s'en approcher, une masse pourrait être placée sur l'échantillons. Cela devrait augmenter la valeur du

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

coefficient de frottement statique. Pour obtenir une pression de contact équivalent, les dimensions des échantillons imposent l'emploi d'une masse de plusieurs tonnes. La valeur obtenue est donc indicative.

5.2.1.2. Dynamique

(a) Généralités sur le tribomètre

Pour mesurer le coefficient de frottement dynamique, il est commun d'utiliser un tribomètre. Cet appareil mesure la force de résistance au déplacement d'un pion soumis au frottement avec un disque en rotation sous une charge donnée. L'appareil utilisé est un tribomètre AntonPaar TRB3.

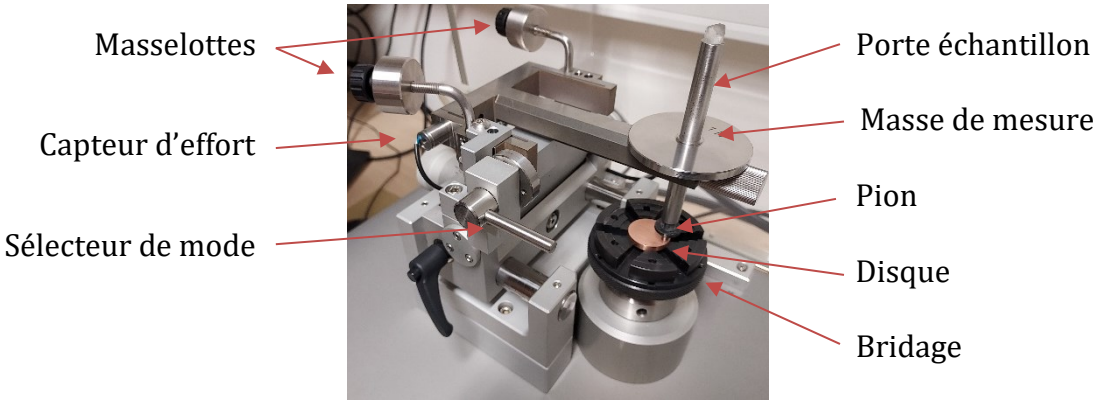
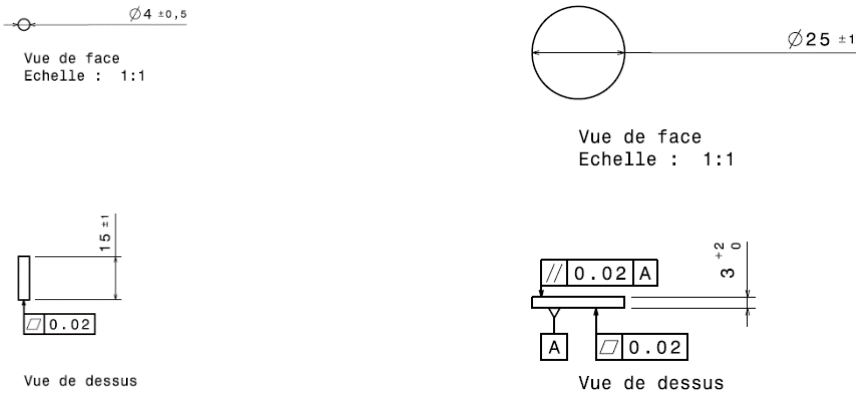


Figure 109 : Tribomètre pion-disque en position mesure.

Au préalable des essais, des pions et des disques adaptés en cuivre et en acier ont été définis. Ce jeu de pièces frottantes et frottées permet de tester différentes configurations.



a. pion b. disque

Figure 110 : Plans des éléments pion-disque (KNDS France / LMA, 2022).

Les dimensions sont définies sur la Figure 110. Une attention particulière est portée sur la définition des surfaces de contact. Celles-ci sont dressées le plus finement possible et le parallélisme des deux surfaces de chaque disque a été contrôlé. Ces précautions permettent un montage dans le tribomètre limitant le battement du contact lors de la rotation du disque. L'état de surface n'a pas été altéré après l'usinage pour rester au plus

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

proche d'une surface représentative de l'application industrielle. Les surfaces ne sont donc pas polies et les stries d'usinage sont toujours visibles sur les disques.

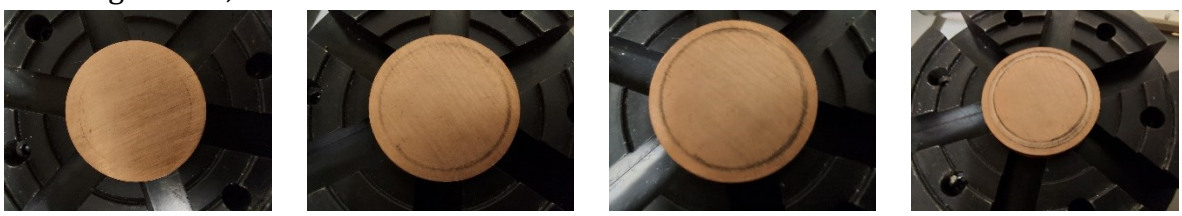
Pour utiliser correctement le tribomètre, il faut mettre en place les échantillons et puis équilibrer le tribomètre. L'équilibrage est un processus complexe qui s'effectue en différentes étapes :

1. positionner le disque à plat sur le bridage puis serrer à la main ;
2. mettre le tribomètre en mode « réglage » et insérer le porte échantillon ;
3. régler la hauteur du porte échantillon ;
4. régler, avec les masselottes, l'équilibrage à vide du tribomètre en ayant un équilibre instable proche de la position de mesure ;
5. mettre les masses de mesure.

Ce réglage manuel demande une certaine habitude et est source d'erreurs systématiques.

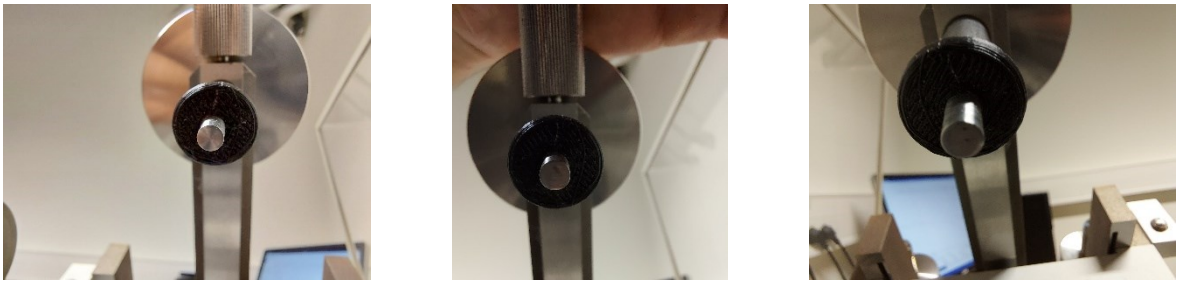
Une fois le tribomètre réglé, le pion est mis en contact avec le disque. Ce dernier est mis en rotation progressivement par le moteur jusqu'à atteindre la vitesse établie paramétrée. Après un certain temps, on arrête le moteur et le cycle de mesures est terminé.

Au fil des cycles, un sillon de plus en plus large causé par le pion en acier s'imprime sur le disque en cuivre comme visible sur la Figure 111. La Figure 112 montre que le pion n'est que peu touché : seulement quelques points noirs de résidus apparaissent. De manière générale, le cuivre s'use sur l'acier.



1 cycle 6 cycles 21 cycles 29 cycles

Figure 111 : Évolution de l'usure sur le disque en cuivre.



1 cycle 15 cycles 23 cycles

Figure 112 : Évolution de l'usure sur le pion en acier.

Ces observations n'ont pas été suivies d'une analyse spécifique de l'usure lors du contact cuivre/acier, ceci ne faisant pas l'objet de cette thèse.

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

Lors d'un cycle, le coefficient de frottement est mesuré en continu :

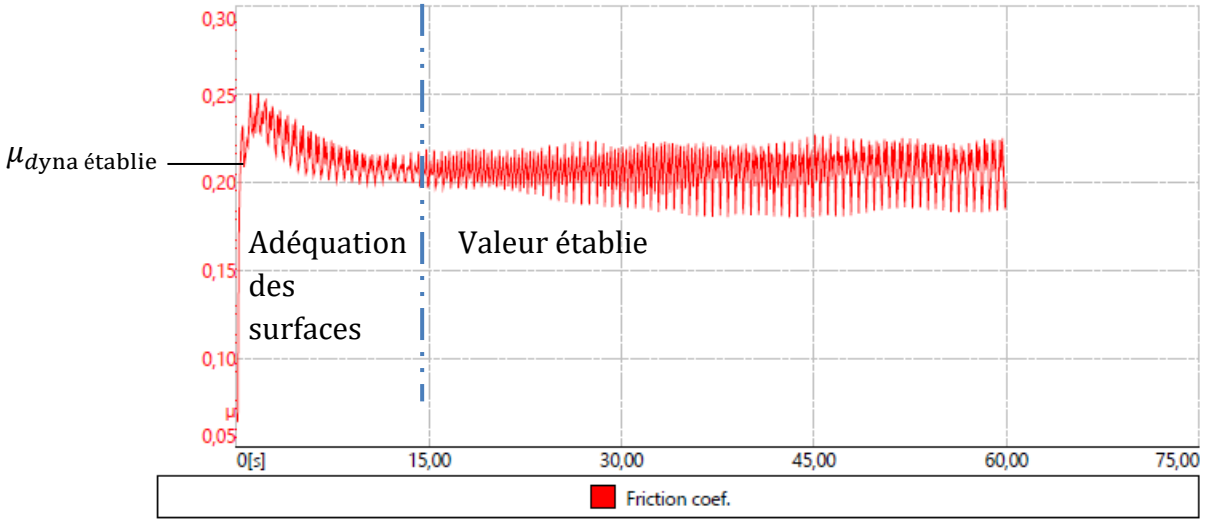


Figure 113 : Mesure de coefficient de frottement lors d'une mesure au tribomètre.

Lors d'un essai de frottement, la phase d'adéquation des surfaces est mesurée en premier ensuite les surfaces sont usées et le comportement de contact se stabilise. La montée en effort tangentiel est suivie d'une redescente vers une valeur établie. Cette dernière ($\mu_{dyna\ établie}$) est considérée, classiquement comme le coefficient de frottement dynamique. Cette dynamique particulièrement des essais de frottement métal/métal est visible sur la Figure 113.

(b) Mesure du coefficient de frottement lors de la prise de contact

La procédure de mesure classique ne répond pas tout à fait au besoin de pour nos travaux. En effet, seule la valeur du coefficient de frottement dynamique lors de la prise de contact (μ_{dyna}) nous intéresse. L'application industrielle (coincement en dynamique d'un cône dans un cône) demande une valeur instantanée mesurée avant l'adéquation des surfaces.

Pour se faire, nous avons proposé une procédure de mesure :

1. équilibrer le tribomètre en position de contact pion/disque en posant une feuille de papier à l'interface ;
2. enlever la feuille ;
3. mettre en rotation le tribomètre jusqu'à vitesse établie (il n'y a pas de contact pion/disque grâce au jeu créé par l'enlèvement de la feuille) ;
4. lâcher délicatement le pion sur le disque en rotation.

Le coefficient de frottement est mesuré dans la zone d'adéquation des surfaces où l'effort tangentiel est maximal :

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

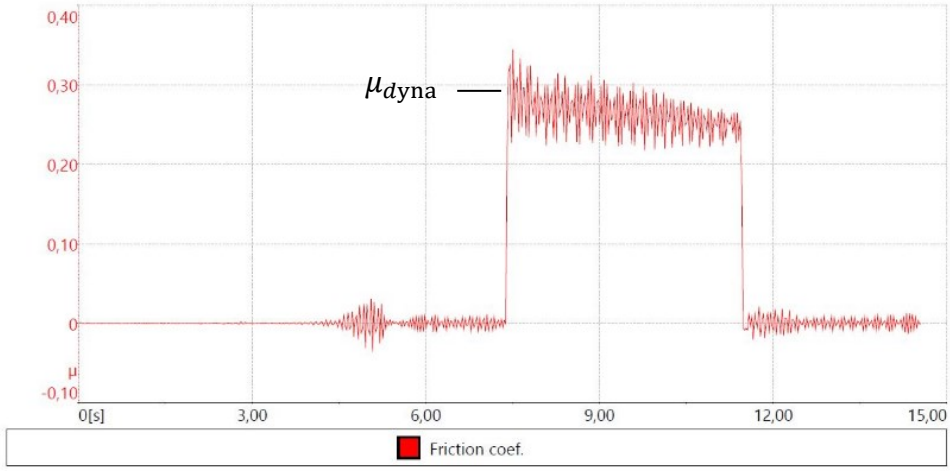


Figure 114 : Mesure de μ_{dyna}.

Cette procédure permet d'obtenir les mesures et l'usure des surfaces après l'obtention d'une vitesse établie. La Figure 114 montre que la valeur du coefficient de frottement est obtenue de manière instantanée : la transition est brutale. Le bruit de mesure observé correspond aux vibrations du tribomètre et de son support lors de la rotation du disque.

Pour utiliser cette procédure de mesure, il faut prendre garde principalement à deux sources d'erreur.

En premier lieu, l'étape 4 nécessite d'être très précautionneux pour éviter de créer un impact transversal lors de la prise de contact.

Dans un second temps, l'équilibrage du tribomètre étant effectué dans une position légèrement désaxée, il convient de retrancher aux mesures le désaxage causé par l'épaisseur de la feuille. Il s'écrit :

$$\beta = \arctan\left(\frac{e_{\mathrm{feuille}}}{l_{\mathrm{bras}}}\right) = \arctan\left(\frac{0.25mm}{95mm}\right) = 0.15° \tag{5-4}$$

Où β est l'angle de désalignement du pion, e_{feuille} l'épaisseur de la feuille et l_{bras} la longueur du bras du porte échantillon. En considérant le désalignement, le coefficient de frottement mesuré par le tribomètre (μ_{tribo}) est :

$$\mu_{\mathrm{tribo}} = \frac{F_{\mathrm{T}}}{F_{\mathrm{N}}\cos(\beta)} = \mu_{\mathrm{mesure}}\frac{1}{\cos(\beta)} \tag{5-5}$$

Le coefficient réellement mesuré (μ_{mesure}) s'écrit :

$$\mu_{\mathrm{mesure}} = \cos(\beta)\,\mu_{\mathrm{tribo}} = 0{,}999996537\,\mu_{\mathrm{tribo}} \tag{5-6}$$

La variation est négligeable. Cette observation nous permet de nous rassurer sur l'influence limitée qu'aurait un mauvais équilibrage du tribomètre.

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

En utilisant cette procédure, μ_{dyna} est mesuré pour différentes vitesses. La plage considérée correspond au maximum des capacités du tribomètre. Pour chaque vitesse, la mesure est effectuée cinq fois. À chaque nouvelle mesure, le pion est placé sur une zone non usée du disque. La pression de contact est supposée constante car la charge normale utilisée est la même. L'équation (5-2) est utilisée pour estimer l'incertitude de mesure.

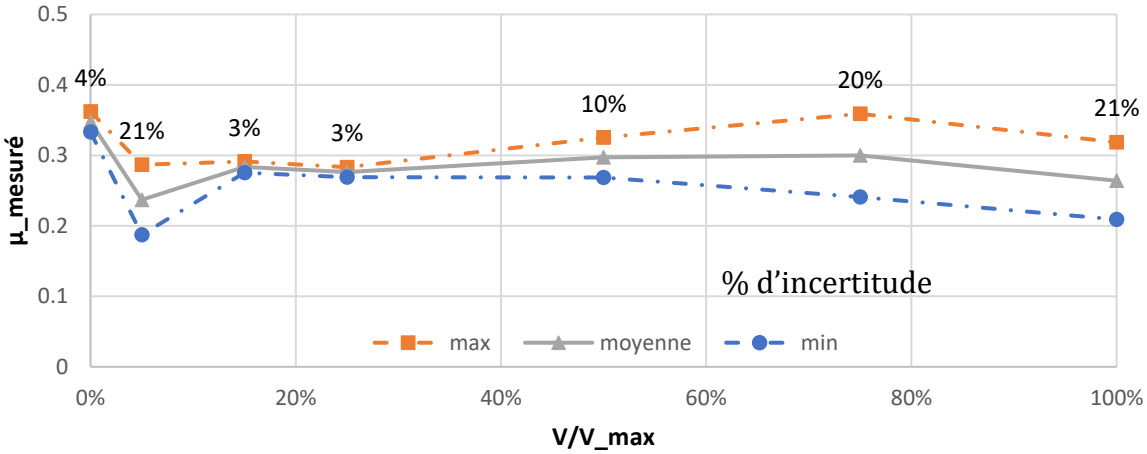


Figure 115 : Mesure de μ_{dyna} en fonction de $v_{\text{glissement}}$.

La Figure 115 montre les résultats de la campagne de mesures. Malgré les cinq mesures par point, l'incertitude n'est pas négligeable. Entre les bornes min/max à 95% de niveau de confiance, il est possible de construire une grande variété de lois de contact du type : $\mu_{\text{dyna}}(v_{\text{glissement}})$.

À la fin de la campagne d'essais, une loi de contact dynamique ($\hat{\mu}_{\text{dyna}}$) a été établie afin d'être utilisée dans les calculs dynamiques. La loi la plus simple est choisie dans l'intervalle de confiance à 95% issue de l'analyse des mesures. La loi est visible sur la Figure 116.

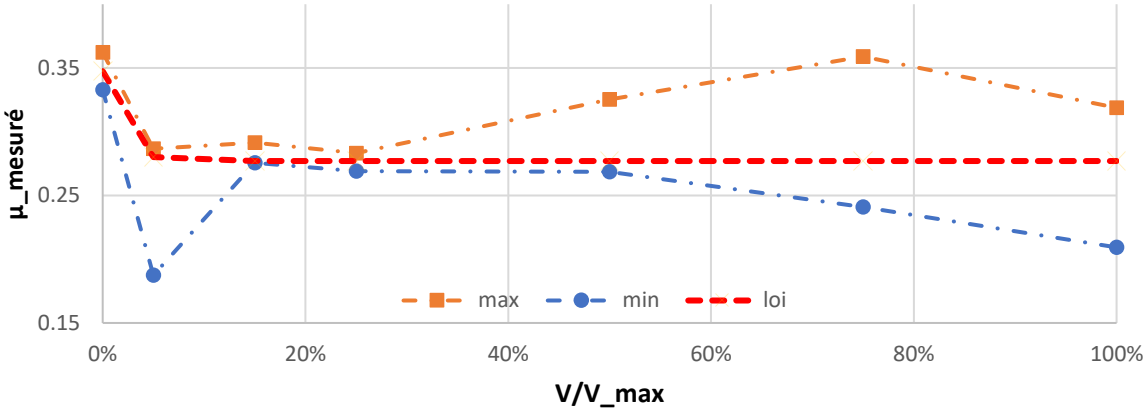


Figure 116 : Loi de contact $\hat{\mu}_{\text{dyna}}$ pour le calcul dynamique.

La loi utilisée est volontairement lissée pour maximiser les chances de convergence des pas de contact. Pour cette loi, $\hat{\mu}_{\text{statique}} \approx 0.35$ et $\hat{\mu}_{\text{dyna établie}} \approx 0.28$.

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

5.2.2. Elastoplasticité

Pour déterminer les paramètres matériaux, des essais de traction à rupture ont été réalisés avec une machine de traction MTS 322 de 100kN.

5.2.2.1. Préparation des échantillons

Les échantillons sont tirés d'un ébauché cylindrique de ceinture d'obus. Les éprouvettes haltères ont été découpées de manière à limiter l'ajout de contraintes résiduelles. L'objectif est de conserver au maximum l'état interne du matériau de ceinture. La géométrie obtenue est visible sur la Figure 117.

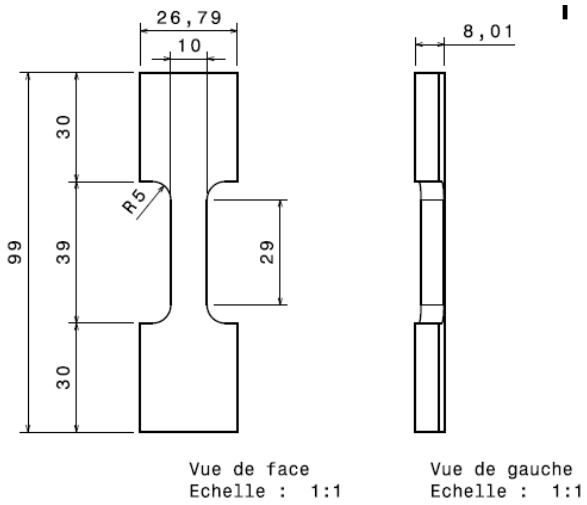


Figure 117 : Plan d'une éprouvette (KNDS France / LMA, 2023).

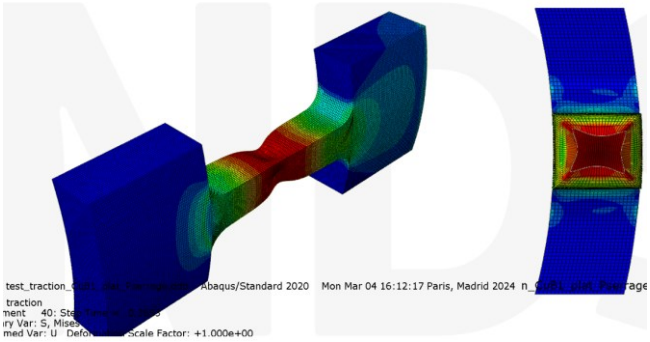


Figure 118 : Cartographie des contraintes de von Mises lors d'un essai de traction (Simulation Abaqus).

Les géométries sont simulées sous Abaqus pour s'assurer de l'homogénéité de la déformation lors d'un essai de traction. La Figure 118 confirme que la contrainte est concentrée dans la zone utile et est homogène dans la section.

Au sein du laboratoire, un montage dédié a été développé pour que les échantillons puissent subir un essai de traction malgré leurs surfaces de contact incurvées. La procédure de préparation de l'essai est la suivante :

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

1. Placer l'échantillon dans les interfaces et les cales ;
2. Placer de la toile émeri entre les interfaces et l'échantillon ;
3. Sécuriser l'ensemble avec du ruban adhésif ;
4. Peindre le mouchetis ;
5. Presser légèrement à l'étau, au niveau des cales, pour réduire l'épaisseur du « sandwich ».

La toile émeri est utilisée pour limiter le glissement entre l'échantillon et les pièces d'interface. Le pressage à l'étau est nécessaire pour introduire le montage dans les mors de la presse. Un marquage est rajouté sur les interfaces ainsi que des arrêtoirs sur les mors pour faciliter le centrage dans la machine de traction.

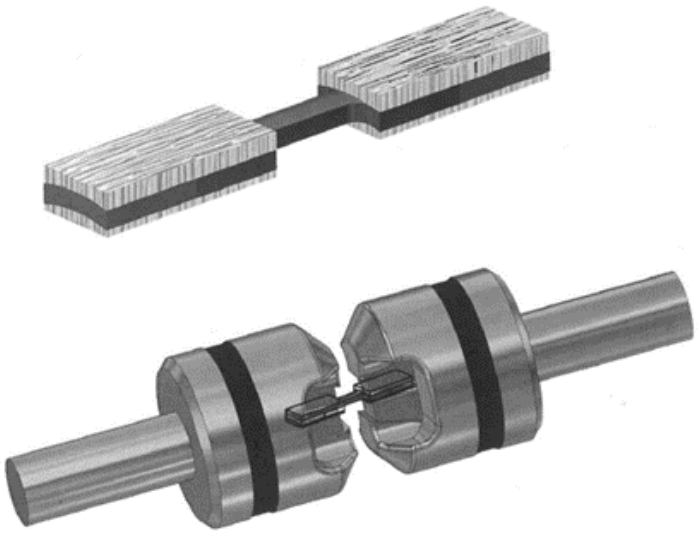


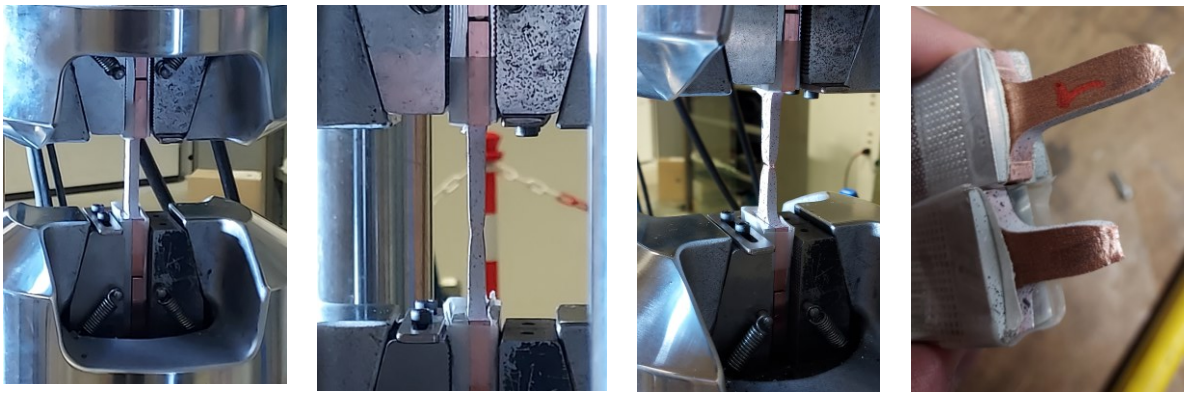
Figure 119 : Montage de l'échantillon avec ses pièces d'interface (LMA, 2023).



Vue iso Vue de face Vue de côté

Figure 120 : Vues d'un montage d'essai de traction.

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.



Etat initial Striction Etat final

Figure 121 : Vues d'une traction jusqu'à rupture.

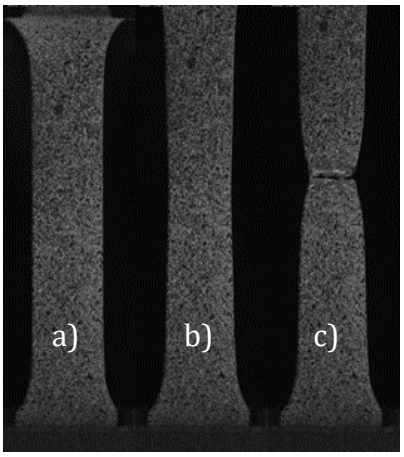


Figure 122 : Vues caméra à différents moments lors de la traction.
a) repos / b) juste avant la striction / c) après rupture

Le mouchetis, visible sur la Figure 122, est présent pour permettre de déterminer la déformation par corrélation d'images. La caméra utilisée est une : pc Edge 55 2556x2160 pixel 100Hz.

5.2.2.2. Obtention des mesures

Lors de ces essais de traction, la déformation est calculée grâce à la corrélation des images issues de la caméra. Le processus d'obtention de la déformation est le suivant :

1. Prise de photos durant l'essai par caméra rapide ;
2. Traitement de corrélation par le logiciel Aramis ;
3. Calcul des valeurs de déformation finale avec Python.

À l'issue de l'étape 2, la déformation axiale ($\varepsilon_{y,brute,\text{vraie}}(t,x,y)$) et la déformation latérale ($\varepsilon_{x,brute,\text{vraie}}(t,x,y)$) sont obtenues sous forme de cartes. Un exemple est visible sur la Figure 123.

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

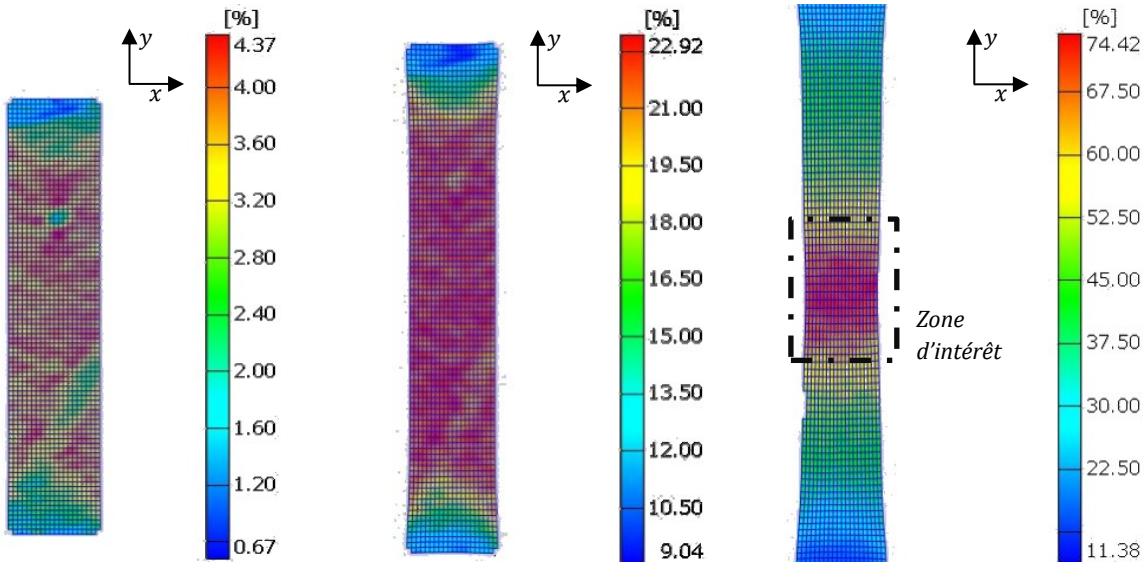


Figure 123 : Evolution de la cartographie $\varepsilon_{y,brute,\text{vraie}}$ lors d'un essai de traction.

Ensuite, lors de l'étape 3, les valeurs de déformation homogénéisée sont déterminées sur la zone d'intérêt et un recalage temporel entre courbe d'effort et courbe de déformation est effectué. Lors de ces essais la zone d'intérêt est identifiée à la zone de striction. Les déformations axiale ($\varepsilon_{y,\text{vraie}}(t,x,y)$) et latérale ($\varepsilon_{\text{x,vraie}}(t,x,y)$) sont ainsi calculées. Un code python a été développé à cet effet.

La contrainte axiale ($\sigma_{y,\text{vraie}}$) est calculée à partir de l'effort mesuré par la machine de traction de marque MTS ($Effort_{\text{MTS}}$) et de la déformation mesurée par corrélation d'images :

$$\sigma_{y,\text{vraie}}(t) = \frac{Effort_{\text{MTS}}(t)}{S_{\text{initiale}}\left(1+\varepsilon_{x,\text{vraie}}(t)\right)} \tag{5-7}$$

où S_{initiale}est la section initiale de l'éprouvette.

À l'issue de ce processus, un jeu de courbes $\sigma_{y,\text{vraie}}\left(\varepsilon_{y,\text{vraie}}\right)$ est obtenu. Il convient maintenant de les utiliser pour déterminer les paramètres de la loi employée lors des simulations.

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

5.2.2.3. Loi de Johnson-Cook

Pour répondre aux besoins de simulations dynamiques à vitesses de déformations moyennes et après examen de la bibliographie (*c.f. 2.6.1*). Il est décidé d'employer un modèle de Johnson-Cook pour représenter la matière de la ceinture du projectile.

Une fois les courbes $\sigma_{y,\text{vraie}}(\varepsilon_{y,\text{vraie}})$ obtenues, les paramètres de la loi élastoplastique sont identifiés. La loi est la suivante :

$$\sigma_{y,\text{vraie}} = \left(A + B\varepsilon_{\text{p}}^{n}\right)(1 + C ln\dot{\varepsilon}^{*})(1 - T^{*m}) = E\varepsilon_{\text{e}} \quad (5\text{-}8)$$

Où ε_{e} est la déformation purement élastique, ε_{p} est la déformation purement plastique, $\dot{\varepsilon}^{*}$ est la vitesse de déformation normalisée définie par rapport à une vitesse de déformation de référence ($\dot{\varepsilon}_{\text{ref}}$) telle que $\dot{\varepsilon}^{*} = \frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_{\text{ref}}}$, E est le module d'Young, A est la limite élastique, B est la constante d'écrouissage, n le coefficient d'écrouissage, C est le coefficient de renforcement de la vitesse de déformation et m est le coefficient d'adoucissement thermique. Les trois composantes entre parenthèses de l'équation (5-8) représentent, de gauche à droite, l'effet de durcissement par déformation, l'effet de renforcement de la vitesse de déformation et l'effet de la température. Les effets thermiques ne sont pas étudiés ici ($m = 0$), il faut donc déterminer les paramètres matériau : E, A, B, n, C.

Pour déterminer le meilleur jeu de paramètres pour plusieurs essais, il existe une méthode itérative fondée sur l'exploitation de la loi de comportement (5-8) :

1. Déterminer E, la pente de la courbe $\sigma_{y,\text{vraie}}(\varepsilon_{y,\text{vraie}})$ dans le domaine élastique ;
2. Mesurer A sur la courbe $\sigma_{y,\text{vraie}}(\varepsilon_{y,\text{vraie}})$. Ce paramètre correspond à la valeur de contrainte de transition entre le comportement élastique et le comportement élastoplastique ;
3. Tracer $\ln(\sigma_{y,\text{vraie}} - A)$ en fonction de $\ln\varepsilon$: l'ordonnée à l'origine est $\ln B$ et la pente est n ;
4. Tracer $\frac{\sigma_{y,\text{vraie}}}{A+B\varepsilon_{\text{p}}^{n}}$ en fonction de$(1 + C\ln\dot{\varepsilon}^{*})$: la pente est C. On trace cette courbe à un point de fonctionnement identique pour toutes les données issues d'un même matériau.

Les paramètres peuvent aussi être obtenus numériquement. Un script vba a été développé pour réaliser deux optimisations sous contraintes successivement :

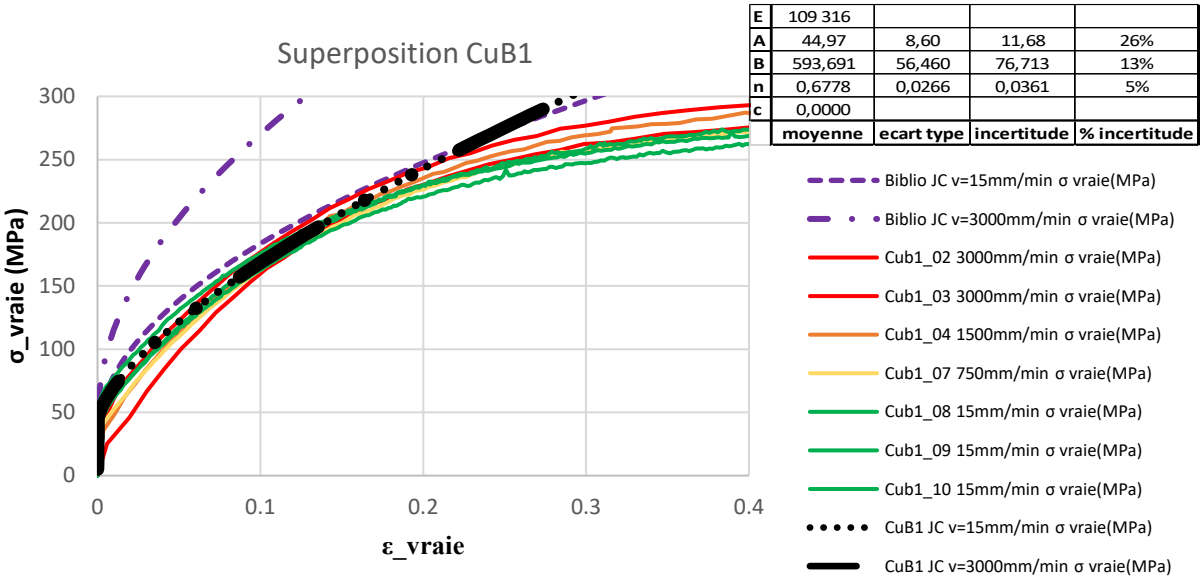
1. $\min_{E\ avec\ \varepsilon_{\text{p}}=0} \sum_i \left(\varepsilon_i - \hat{\varepsilon}(E)\right)^2$, indépendant pour chaque courbe ;
2. $\min_{A,B,n,C} \sum_i \left(\varepsilon_i - \hat{\varepsilon}\left(A, B, n, C, \sigma_{y,\text{vraie,i}}, \dot{\varepsilon}\right)\right)^2$, pour toutes les courbes d'un matériau.

où $\varepsilon_i = \varepsilon_{\text{e}} + \varepsilon_{\text{p}}$ est la déformation totale mesurée lors de l'essai de traction dans une direction choisie et $\hat{\varepsilon}$ la déformation prédite par le modèle. L'étape 1 permet d'optimiser la partie élastique sur chaque mesure et l'étape 2 permet d'optimiser la partie plastique en prenant en compte tous les essais pour un même matériau.

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

Dans nos applications, le procédé « manuel » donne des résultats moins satisfaisants que ceux obtenues par optimisation sous-contrainte. Ce dernier est donc privilégié.

Une fois les courbes mesurées, traitées et les paramètres du modèle élastoplastique obtenues, une synthèse des résultats est effectuée.



E	109 316			
A	44,97	8,60	11,68	26%
B	593,691	56,460	76,713	13%
n	0,6778	0,0266	0,0361	5%
c	0,0000			
	moyenne	ecart type	incertitude	% incertitude

Figure 124 : Superposition des données mesurées et issues de la bibliographie pour le cuivre pur (CuB1).

La Figure 124 montre la superposition des résultats de mesures pour le cuivre pur recuit. Dans la zone d'intérêt ($\varepsilon \leq 0.2$), le modèle semble performant. Dans notre cas, il faudrait utiliser une autre modélisation que celle de de Johnson-Cook pour prédire le comportement des échantillons en dehors de la zone d'intérêt.

Il est important de noter que pour ce cuivre, l'effet de la vitesse de déformation est négligeable malgré une plage importante de vitesses testées [15; 3000mm/min]. Cet écart avec la bibliographie semble être lié à la mise en forme de l'ébauché de ceinture car le même phénomène a été observé par l'industriel.

Les incertitudes ne sont pas non plus négligeables. Elles s'expliquent par le faible nombre d'essais à même vitesse et aussi à la difficulté du post-traitement des essais à grande vitesse de traction (peu d'images, difficultés à recaler le zéro, etc.). Pour augmenter la fiabilité, il faudrait avoir un plus grand nombre d'échantillons et augmenter la fréquence d'acquisition en passant de 100Hz à au moins 1000Hz.

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

5.3. Essais cône/cône

Pour pouvoir confronter les modèles numériques et analytiques de coincement cône sur cône, des essais ont été faits au laboratoire. Un cône mâle en bronze et un cône femelle en acier ont été définis, produits et testés. Des essais semblables ont été menés sur l'interface projectile/tube mais pas sur une interface cône/cône simple (Balla, et al., 2011).

5.3.1. Spécifications

Le montage imaginé est un emboitement cône sur cône au sein d'une machine de traction MTS 809 250kN. Grâce à celui-ci, la liaison peut être testée directement avec les moyens du laboratoire. L'essai se compose d'un cycle de pénétration, retour élastique et extraction comme dans les simulations numériques et comme dans le modèle analytique.

1. Cône femelle ;
2. Cône mâle ;
3. Interface supérieure ;
4. Interface inférieure ;
5. Vis.

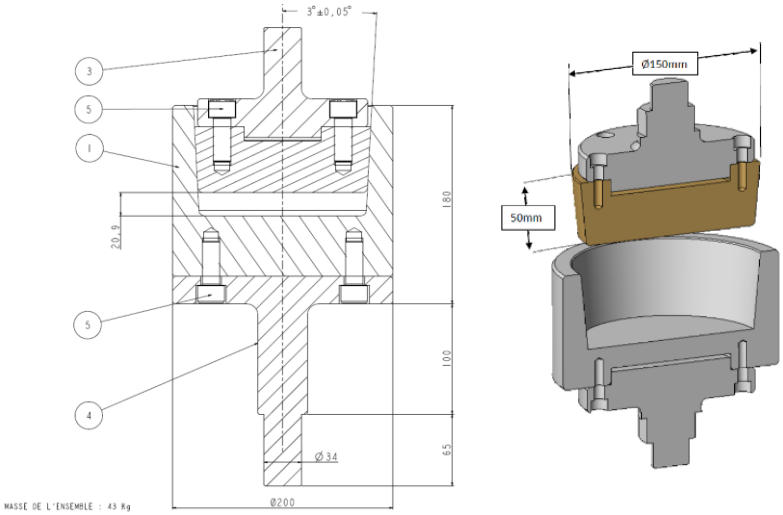
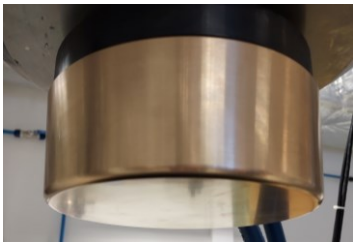


Figure 125 : Montage cône sur cône pour machine de traction (KNDS France, 2023).

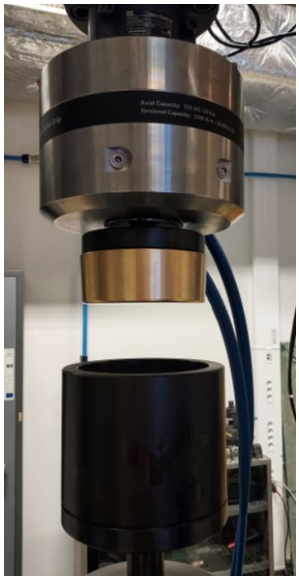
Les pièces sont réalisées par un sous-traitant puis assemblées au sein du laboratoire.



Cône mâle en bronze



Cône femelle en acier



Montage dans la presse

Figure 126 : Vues des pièces du montage cône sur cône.

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

Le montage est dimensionné en prenant en compte :

- La similarité avec l'application industrielle : contact cuivre/acier avec un faible angle au cône ($\alpha \in [0{,}5°]$) ;
- Les capacités maximales de la machine de traction : tailles des interfaces, effort axial maximal ($E_{\mathrm{p\,max}} = 250\mathrm{kN}$) ;
- Les besoins de mesures : un profil de pression de contact s'étalant sur plusieurs centimètres.

Le montage est simulé sous Abaqus avec un modèle axisymétrique pour vérifier ses performances à priori.

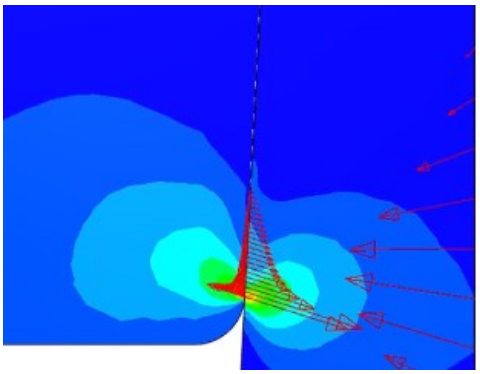


Figure 127 : Simulation du montage cône sur cône à la fin du coincement.

La prise de contact est effectuée sur l'avant du cône mâle. La Figure 127 montre que la pression de contact est hétérogène : elle décroit exponentiellement avec la distance de premier contact.

5.3.2. Moyens d'acquisitions

Lors de ces essais, deux moyens de mesures sont employés :

- Les capteurs de la machine de traction : obtention de l'effort axial et du déplacement de la traverse en fonction du temps ;
- Le papier pression : obtention d'une cartographie des pressions maximales lors de l'essai.

Les capteurs de la machine de traction sont employés pour chaque essai alors que le papier pression n'est pas systématiquement utilisé. En effet, rajouter un film plastique de quelques dixièmes de millimètres entre les deux pièces change le comportement de l'interface.

Le film utilisé est un papier Prescale Super High Pressure (HHS) de la société FUJIFILM. Il est composé de microcapsules de colorant rouge qui se brisent progressivement avec l'augmentation de pression. La teinte obtenue permet de déterminer approximativement la pression de contact en utilisant la Figure 128. Il n'est pas réutilisable.

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

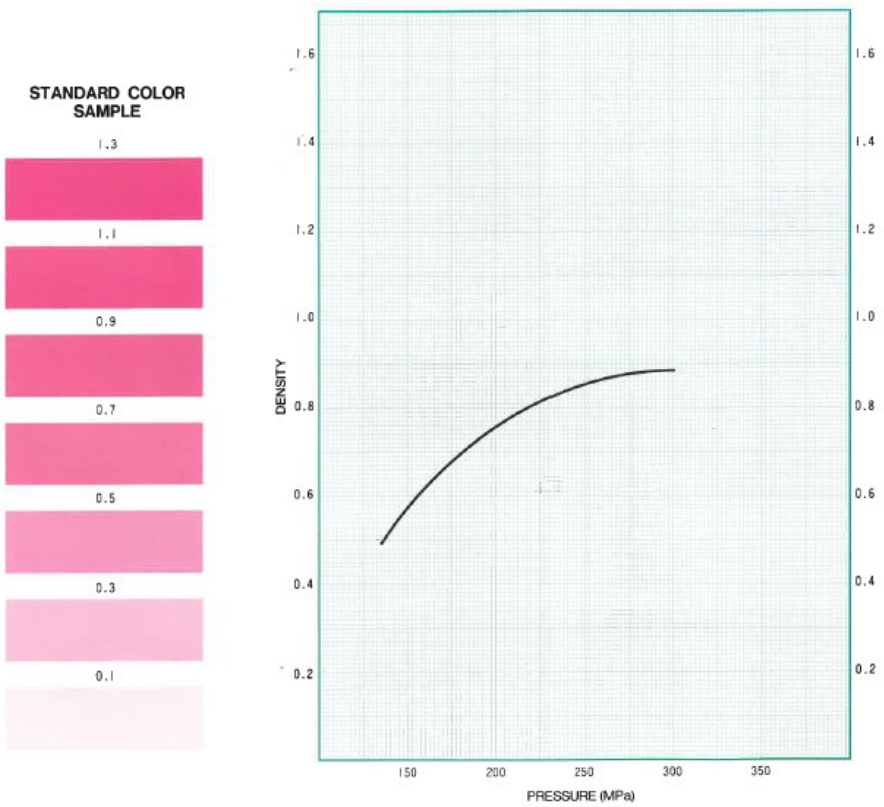


Figure 128 : Courbe de pression du papier Prescale HHS (FUJIFILM Corporation, 2019).

Le papier est découpé de telle sorte d'épouser au maximum la surface conique de contact. Il est déposé avant chaque essai au fond du cône femelle.



Découpé



Dans le cône femelle

Figure 129 : Vues du papier pression.

5.3.3. Résultats bruts

5.3.3.1. Sans papier pression

Si le papier n'est pas employé, le contact obtenu est directement bronze sur acier.

L'effort axial (F_{axial}) et la position de la traverse (po) sont mesurés durant l'ensemble du cycle de chargement. L'enfoncement (e) de l'assemblage est défini comme la distance parcourue par la traverse après le premier contact. Il est défini tel que :

$$e(t) = po(t) - po_0 \tag{5-9}$$

La position de premier contact (po_0) est identique pour tous les essais effectués sans papier car l'assemblage n'a jamais été démonté de la presse et que l'usure est considérée comme négligeable.

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

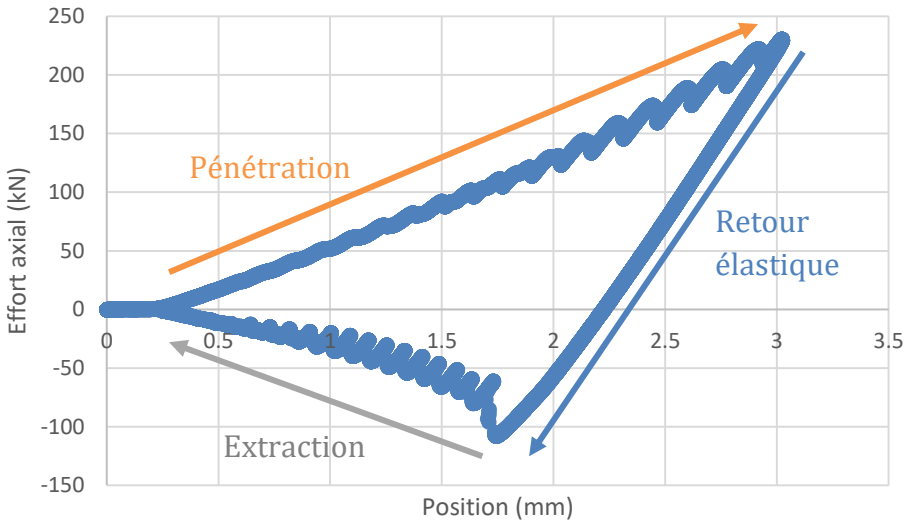


Figure 130 : Courbe $F_{\text{axial}}(po)$ pour un essai cône/cône sans papier pression.

La forme de courbe obtenue, visible sur la Figure 130, est cohérente avec les observations des chapitres précédents et permet d'associer cette forme particulièrement au coincement cône sur cône. Les courbes obtenus lors de différents essais se superposent. L'essai est donc répétable et l'usure des pièces est limitée.

Les incertitudes de mesures dépendent de la précision des capteurs de la machine de traction. Ceux-ci sont étalonnés régulièrement pour de la caractérisation de matériau. Pour nos essais cône sur cône, les incertitudes en position et en effort sont respectivement $\mathrm{U}(po) \leq 0.001mm$ et $\mathrm{U}(F_{\text{axial}}) \leq 5N$

Les oscillations observées à la phase de pénétration et d'extraction sont dues aux imperfections de forme et d'état de surface et au quasi parallélisme des surfaces. En effet, si la différence d'angle au cône est inférieure à 0.16°, des oscillations similaires sont observées en simulation. Elles sont dues à un engagement irrégulier des contacts : le maximum d'effort transmis se situe alternativement soit en haut et soit en bas lors d'une même phase. Ce « va et vient » répété se manifeste par des vagues sur les courbes de $F_{\text{axial}}(po)$.

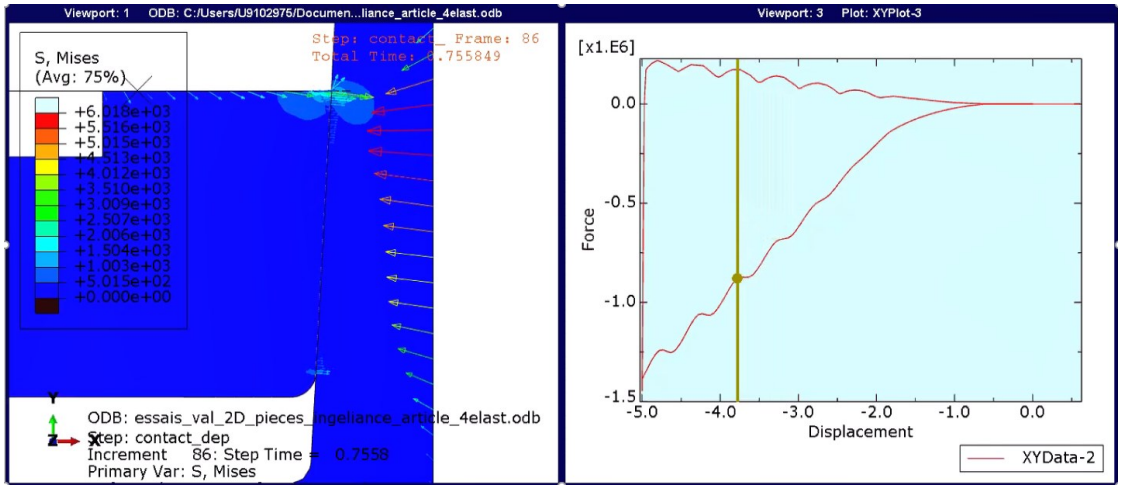


Figure 131 : Exemple d'oscillations pour $\alpha_{\text{mâle}} = \alpha_{\text{femelle}} + 0.160$ simulé sous Abaqus.

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

5.3.3.2. Avec papier pression

Un papier neuf est placé, avant chaque essai, sur les bords du cône dans la matrice en acier comme montré sur la Figure 129. Il est découpé de façon à éviter les plis une fois en place. De manière générale, le papier agit comme un lubrifiant sur l'interface bronze/acier.

La courbe $F_{\text{axial}}(po)$ mesurée est globalement similaire à celle obtenue sans le papier. Cependant, il faut noter deux différences majeures :

- Absence des oscillations dues à l'irrégularité des contacts ;
- Plusieurs cycles imbriqués : la décharge est très brusque : l'interface se recoince elle-même lors de l'extraction.

Lors de l'extraction, la machine de traction et le montage conique sont soumis à un effort de traction important étirant les pièces. Quand la liaison conique cède, il semblerait qu'un retour élastique important créé une onde mécanique qui repousse le cône en bronze dans la matrice en acier recréant une liaison conique plus faible. Cette dynamique n'a pas pu être mesurée précisément afin de confirmer cette théorie.

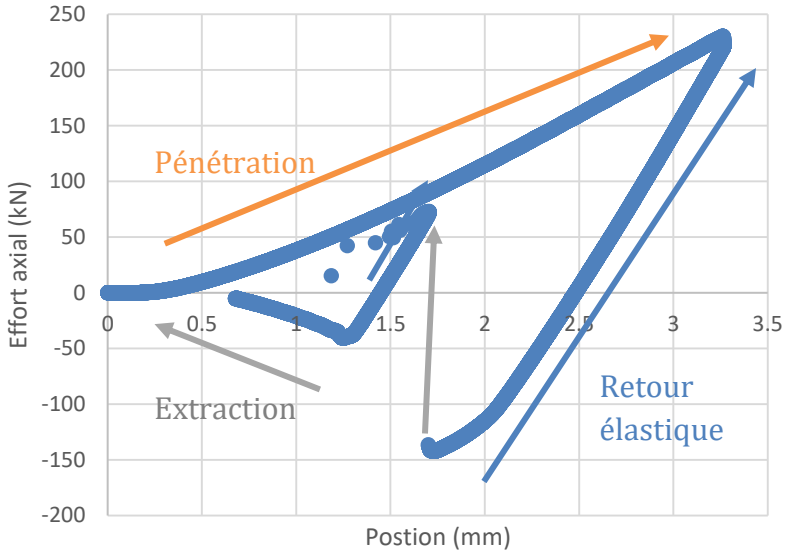


Figure 132 : Courbe $F_{\text{axial}}(po)$ pour un essai avec papier pression.

Le marquage du papier pression après l'essai est visible sur la Figure 133. Le tracé est homogène le long de la circonférence et un léger gradient en hauteur est observé sur environ 28mm. Ces observations permettent de justifier d'un centrage satisfaisant entre les éléments avant coincement. De plus, cette forme de profil de pression coïncide avec celle observée par simulation.

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.



Figure 133 : Papier pression après l'essai.

La marque sur le papier pression permet de recaler le coefficient de frottement à la pénétration (μ_{pe}) déterminé par les simulations. En comparant la longueur de cette marque en essai et en simulation, la valeur $\mu_{\mathrm{pe}} = 0.15 \mp 0.05$ S. U. pour un contact bronze/papier pression/acier est déterminée.

En utilisant l'effort limite à l'extraction, le coefficient de frottement à l'extraction (μ_{ex}) est estimé à partir des simulations : $\mu_{\mathrm{ex}} = 0.21 \mp 0.05$ S. U..

Les coefficients lors de la pénétration et lors de l'extraction sont significativement différents.

Afin de confronter ces deux valeurs, une campagne de mesures sur le banc didactique a été menée, semblable à celle décrite dans la partie 5.2.1.1., en ajoutant un papier pression entre le cuivre et l'acier. Ainsi, le coefficient de frottement statique mesuré avec le banc est : $\mu_{\mathrm{Prescale}} = 0{,}3123 \mp 0{,}066$ S. U.. Aucune des deux valeurs n'est proche de celle-ci. Il y a plusieurs hypothèses possibles dont :

1. Les conditions de contact (pression de contact, forme des surfaces, etc.) sont trop différentes entre la mesure sur banc et le coincement dans la presse ;
2. Le calcul éléments finis n'est pas suffisamment fidèle à l'essai de coincement dans la presse.

Sans plus d'information et au regard des préconisations de la bibliographie, l'hypothèse 1. est privilégiée. La pression de contact lors des essais est trop différente passant de moins de 1MPa pour le banc à plus de 300MPa pour la presse. Il est donc nécessaire de développer des outils de tribologie dédiés pour représenter les conditions de contact de l'application industrielle.

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

5.3.4. Comparaison au modèle analytique

Grâce au recalage des coefficients de frottement permis par le papier pression, il est possible de tester les performances du modèle analytique. En prenant comme entrées la phase de pénétration d'un essai avec papier pression, l'angle au cône femelle (α_{femelle}) et les coefficients de frottement μ_{pe} et μ_{ex}, la phase de retour élastique et la phase d'extraction sont prédites sur la Figure 134.

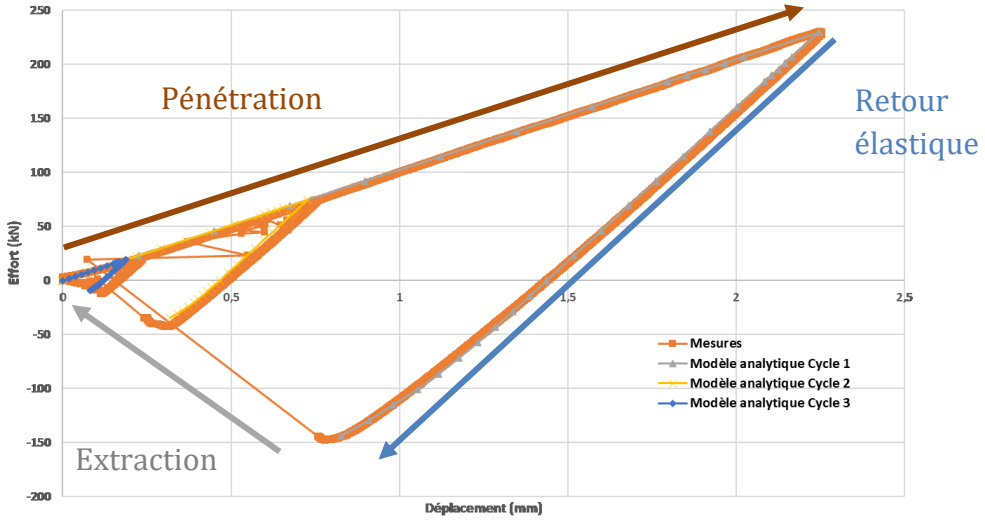


Figure 134 : Superposition des $F_{\text{axial}}(e)$ issues du modèle analytique et des mesures.

L'essai étant avec papier, deux cycles secondaires sont observés. Pour tester la robustesse de modèle analytique, ceux-ci font aussi l'objet de prédiction en conservant les paramètres du modèle (déterminés grâce à la phase de pénétration du cycle 1) et en modifiant seulement l'effort de pénétration. La Figure 135 généralise les prédictions et leurs performances.

Erreur prédiction		
Effort	2 795,2	N
	1,22%	%
Position	0,0572	mm
	7,44%	%

Cycle 1

Erreur prédiction		
Effort	8 561,7	N
	11,49%	%
Position	0,0156	mm
	5,14%	%

Cycle 2

Erreur prédiction		
Effort	71,2	N
	0,37%	%
Position	- 0,0309	mm
	-27,44%	%

Cycle 3

Figure 135 : Performances de prédiction du modèle analytique pour un essai de coincement avec papier pression.

Globalement les cycles sont respectés et les formes se superposent. Les performances de prédiction sont acceptables malgré des erreurs relatives importantes ponctuellement. En effet, il semble que l'extrémité finale de la courbe soit mal décrite. L'emploi de papier pression semble crée un comportement singulier de décrochage. Pour améliorer la prédiction du modèle, l'emploi d'un rcr plus élaboré est nécessaire et permettrait de diminuer grandement l'erreur en de position de décoincement.

Plus les cycles sont éloignés du point de calage initial, plus l'écart relatif maximal est important. Un écart en position est observé pour les cycles 2 et 3 : la prédiction est moins enfoncée que mesurée. Ce phénomène est dû au « démarrage exponentiel » lors de la prise

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

de contact de l'interface (visible sur la Figure 136: Zoom de la Figure 134.) qui n'est pas pris en compte dans le modèle et qui rend complexe la détermination d'un zéro « propre ».

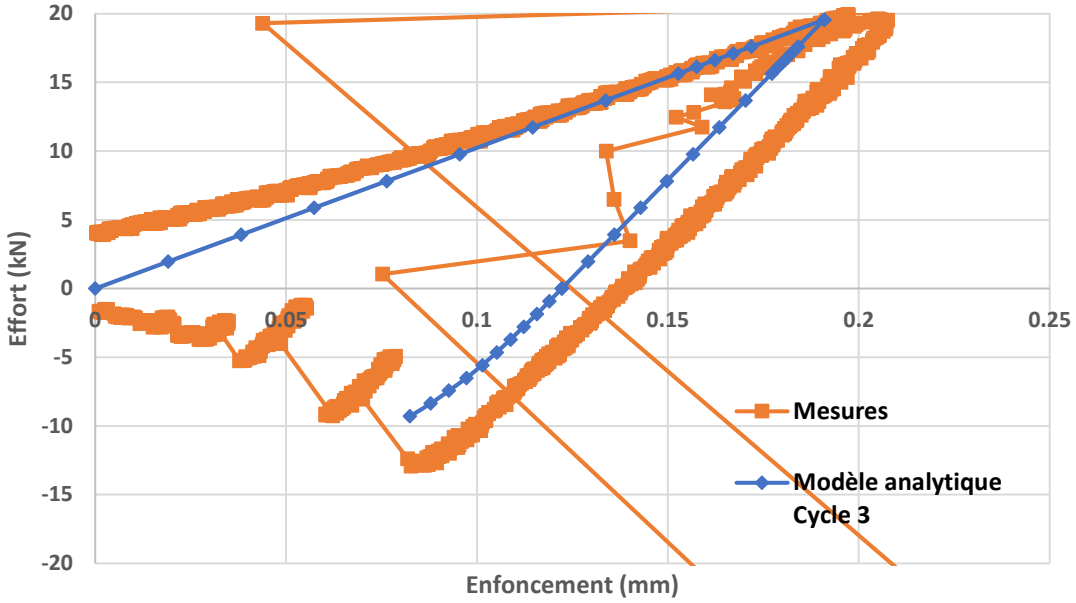


Figure 136 : Zoom de la Figure 134.

Ces essais de validations ont permis de montrer qu'il est complexe d'obtenir de façon satisfaisante tous les paramètres du modèle. En effet, le comportement limite de l'interface lors de la pénétration et de l'extraction est difficile à mesurer précisément. De plus, la zone de prédiction du comportement semble pour l'instant se circonscrire à des efforts de pénétration proche de l'effort de pénétration de calibrage. Sans prise en compte de l'évolution des raideurs de l'interface en fonction de l'effort de pénétration, la dérive de prédiction d'effort peut être importante.

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

5.4. Conclusion des essais

Les démarches expérimentales proposées ont permis d'obtenir les caractéristiques matériau nécessaires aux paramétrages des simulations. Bien que de nombreuses données étaient déjà connues de la littérature, il a été préféré de refaire les mesures pour lever tout doute.

Les expériences de tribologie se sont déroulées de manière satisfaisante malgré les limites de l'interprétation quant à l'équivalence entre l'interface mesurée et l'interface industrielle.

Les essais de caractérisation du cuivre de ceinture sont relativement peu précis mais permettent de vérifier le module d'Young et les paramètres du modèle de Johnson-Cook. Les paramètres sont obtenus pour un cuivre dans un état représentatif du matériau de ceinture. Ainsi, les contraintes résiduelles dues à la mise en forme de l'ébauché sont considérées comme négligeables par rapport à matériau recuit. Cependant il reste à estimer l'influence du sertissage de la ceinture sur le corps du projectile. Pour obtenir des résultats plus précis, l'emploi d'une caméra plus rapide en passant au moins de 100 à 1000 Hz est nécessaire.

Les essais cône sur cône ont permis de tester l'ensemble des modélisations présentées en Chapitre 3. et Chapitre 4. Les courbes obtenues confortent les analyses présentées. L'emploi du papier pression a été particulièrement efficace. En effet, la morphologie similaire des empreintes de pression contact observées expérimentalement et par simulation permet de valider la résolution numérique du contact. De plus, en utilisant les dimensions de l'empreinte, il est possible de recaler la simulation éléments finis en déterminant les coefficients de frottement lors des phases de pénétration et d'extraction. L'écart entre le coefficient de frottement obtenu par recalage et celui obtenu au tribomètre reste important notamment à cause de la différence de pression de contact. L'emploi d'un tribomètre capable d'imposer une pression de contact importante permettrait de réduire cet écart et d'évaluer l'influence d'une surface de contact conique par rapport à une surface de contact plane.

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

Conclusions et Perspectives

Ce travail de recherche s'inscrit dans la démarche de développement industriel de systèmes de chargement d'artillerie et plus généralement de liaisons mécaniques. Il propose un pas de côté afin de cerner plus en profondeur le comportement des interfaces coniques de l'assemblage jusqu'au démontage.

Dans un premier temps, un cadre de simulation numérique a été développé afin d'étudier les phénomènes principaux apparaissant lors du chargement des projectiles d'artillerie. Il a permis d'introduire les grandeurs d'étude et d'effectuer le parallèle entre chargement du projectile et liaison conique. Cette approche numérique a abouti à une maitrise de la liaison conique formée par le projectile et le tube. Dans le même temps, celle-ci a été le lieu de développement d'un schéma de simulation optimisée en temps de calcul. Par ailleurs, la précision de la solution obtenue a été maitrisée par le développement d'un estimateur d'erreur de contact associé à l'emploi d'une stratégie de remaillage.

Ensuite, une modélisation analytique fondée sur les résultats de la partie numérique a été développée afin de décrire le comportement de la liaison conique lors de ses différentes phases de vie. Grâce à une démarche d'homogénéisation, elle prend en compte des phénomènes locaux d'interface au niveau global. Ce modèle analytique permet d'expliquer les différents phénomènes de manière qualitative mais aussi quantitative si une campagne de paramétrage fin est entreprise.

Enfin, ces modélisations numériques et analytiques ont été validées en laboratoire par des essais cône sur cône. Ces essais singuliers apportent du crédit à la démarche d'étude de ce travail de recherche.

De manière transversale, des campagnes de mesures ont été menées afin d'alimenter les différents modèles. Les essais de tribologie ont montré la nécessité capitale d'effectuer les mesures de coefficient de frottements dans les conditions analogues à de celles d'utilisation. Pour ce faire, il serait intéressant de développer un tribomètre spécial pour déterminer le coefficient de frottement entre le projectile et le tube. Par ailleurs, l'emploi de matériels plus performants d'acquisition d'images permettrait de diminuer les incertitudes.

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

Ce travail fournit les ressources nécessaires afin de simuler un grand nombre de systèmes de chargement de projectile ainsi que des éléments de modélisation phénoménologique. Bien que centrées sur la problématique industrielle, les ressources et démarches proposées peuvent être employées pour n'importe quelle liaison conique que ce soit dans l'industrie des machines-outils, dans les implants buccaux biomédicaux, etc.

La démarche d'optimisation numérique peut être utilisée pour n'importe quelle application nécessitant un long calcul avec ponctuellement des besoins importants de précision. Le critère tribologique développé dans cette thèse peut être étendu à d'autres aspects physiques comme la mécanique des fluides ou la thermodynamique. Cette approche est particulièrement intéressante pour des ingénieurs utilisant des codes de calculs commerciaux ne pouvant pas influer directement sur le code de résolution.

Le modèle analytique développé est totalement indépendant de l'application industrielle. Il permet d'apporter des éléments de compréhension supplémentaires pour la mécanique des interfaces coniques sans employer de concepts de rupture. L'emploi de briques scientifiques bien connues de la mécanique des matériaux et de la cinématique en fait un exemple didactique intéressant pour des élèves de l'enseignement supérieur.

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

Bibliographie

Acary, V., 2020. *Time-Integration methods for nonsmooth contact dynamics with friction and impact.* s.l.: TRIPOP. Inria Grenoble - Laboratoire Jean Kuntzmann.

Ameur, T., 2016. *Cours de construction Mécanique 1.* s.l.:Université Kasdi Merbah Ouargla, Faculté des sciences appliquées, Département de génie mécanique.

Ancrenaz, P. & Servant, C., 1991. *Comportement du cuivre et ses alliages,* s.l.: Journal de Physique IV Proceedings.

Antoinat, L., 2014. *Contribution à la caractérisation de la déformation et de la rupture dynamique de structures sous impact : Modélisations et approche expérimentale,* s.l.: Arts et Métiers ParisTech – Campus d'Aix en Provence / MSMP- Laboratoire Mécanique, Surfaces, Matériaux & Procédés.

Armad, J. & Picard, J. P., 1970. *Gun tube erosion and control.* Watervliet, s.n.

Aziz, A. K. & Babuška, I., 1972. Mathematical Foundations of the Finite Element Method with Applications to Partial Differential Equations. *New York : Academic Press.*

Babuška, I. & Szabo, B., 1982. On the rates of convergence of the Finite Element method. *International Journal for Numerical Methods in Engineering,* 18(3), pp. 323-341.

Balla, J., 2008. Kinematics and Dynamics of Ramming Devices. *Advances in Military Technology,* 3(1), pp. 93-104.

Balla, J., Prochazka, S. & Duong, V. Y., 2011. *Interaction between projectile driving band and forcing cone of weapon barrel,* Brno: Department of Weapon and Ammunition, University of Defense.

Balla, J., Prochazka, S. & Duong, V. Y., 2013. Evaluation of projectile ramming process in new and worn smooth barrels of guns. *International journal of mechanics.*

Balla, J. et al., 2015. Technical Diagnostics of Tank Cannon Smooth Barrel Bore and Ramming Device. *Defence Science Journal,* 65(5), pp. 356-362.

Bank, R. E. & Smith, R. K., 1993. A posteriori error estimates based on hierarchical bases. *SIAM Journal of numerical analysis,* 30(4), pp. 921-935.

Barquins, M., 1994. La Tribologie - La Science pour maîtriser et comprendre. *BULLETIN DE L'UNION DES PHYSICIENS le frottement et l'usure,* 88(765), pp. 949-972.

Becker, R. & Rannacher, R., 2001. An optimal control approach to a posteriori error estimation in finite element methods. *Acta Numerica,* 10(1), pp. 1-102.

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

Bergallo, M. B., Neuman, C. E. & Sonzogni, V. E., 2000. Composite mesh concept based FEM error estimation and solution improvement. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering,* 188(4), pp. 755-774.

Bespalov, A., Praetorius, D., Rocchi, L. & Ruggeri, M., 2019. Goal-oriented error estimation and adaptivity for elliptic pdes with parametric or uncertain inputs. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering,* Volume 345, pp. 951-982.

Biotteau, E., Gravouil, A., Lubrecht, T. & Combescure, A., 2012. Three dimensional automatic refinement method for transient small strain elastoplastic Finite Element computations. *Computational Mechanics,,* Issue 49, pp. 123-136.

Bonelli, S., 2019. Modèles Rhéologiques et Lois de Comportement - Aide Mémoire.

Bowden, F. P. & Tabor, D., 1964. *Friction and Lubrication of Solids,* Oxford: Clarendon Press.

Bozkaya, D. & Müftü, S., 2002. Mechanics of the tapered interference fit in dental implants. *Journal of biomechanics,* 36(11).

Brunetière, N., 2016. *Introduction à la Tribologie,* Poitiers: Institut Pprime - Futuroscope.

Campos, U. A. & Hall, D. E., 2019. Simplified Lamé's equations to determine contact pressure and hoop stress in thin-walled press-fits. *Thin-walled structures,* Volume 138, pp. 199-207.

Cao, W., Huang, W. & Russel, R., 1999. An r-adaptive Finite Element method based upon moving mesh PDEs. *Journal of Computational Physics,* Volume 149, pp. 221-244.

Chang, H.-C., Chang, C.-H., Li, H.-Y. & Wang, C.-H., 2022. Biomechanical analysis of the press-fit effect in a conical Morse taper implant system by using an in vitro experimental test and finite element analysis. *The Journal of prosthetic dentistry,* 127(4).

Chen, 1999. *Analysis of engraving and wear in a projectile rotating band,* s.l.: US Army armament research, development and engineering center.

Chen, 2001. *Modeling of barrel/projectile interaction in a rotating band,* s.l.: US Army armament research, development and engineering center..

Chen, Y.-M. & Richard, C., 2019. Tribomètres et essais tribologiques. *Techniques de l'Ingénieur,* Volume Mécanique | Frottement, usure et lubrification.

Ciarlet, G., 2002. The Finite Element Method for Elliptic Problems. *Society for Industrial and Applied Mathematics.*

Conroy, J. P., 1996. *Decoppering Gun Tubes Using Selective Electropolishing,* s.l.: Aemy research laboratory.

Croteau, J.-F.et al., 2019. *Mechanical characterization of OFE-Cu at low and high strain rates for SRF cavity fabrication by electro-hydraulic forming.* Brest, s.n.

Dassault Systèmes, 2024. *SIMULIA User Assistance 2020,* s.l.: s.n.

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

de Almeida, L. R. M., 2016. Stress analysis and design of a 155mm projectile shell to be used in fire fighting. *Thesis to obtain the Master of Science Degree in Mechanical Engineering. Técnico Lisboa.*

Debongnie, J. F., Zhong, H. G. & Beckers, P., 1995. Dual analysis with general boundary conditions. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering,* 122(1), pp. 183-192.

Delhomme, F., 2005. *Etude du comportement sous impact d'une strcuture pare-blocs en béton armé,* s.l.: Université de Savoie.

Durand, B., 2013. *Etude expérimentale du frottement entre l'acier et un matériau fragile sous haute vitesse et haute presseion,* s.l.: Université d'Orléans,.

Fanchon, J.-L., 2001. *Guide de Mécanique Sciences et technologies industrielles.* s.l.:Nathan.

Felder, E. & Montmitonnet, P., 2015. Théorie de l'usure - Mesure, caractérisation des contacts et vitesse d'usure. *Techniques de l'Ingénieur.*

Fillot, N., 2004. *ETUDE MÉCANIQUE DE L'USURE - Modélisation par Eléments Discrets des débits de troisième corps solide -,* Lyon: L'Institut National des Sciences Appliquées de Lyon.

Fish, J., 1992. The s-version of the Finite Element method. *Computers & Structures,* 43(3), p. 539–547.

Fogale, N., 2013. *Formation BCS,* s.l.: s.n.

FUJIFILM Corporation, 2019. *Pressure measurement film - Instruction manual,* s.l.: s.n.

Gérald, Z. & Léo, V., 1998. *Matériaux et contacts : Une approche tribologique.* Romandes: Presses polytechniques et universitaires .

Ghosh, S. & Manna, S. K., 1993. R-adapted Arbitrary Lagrangian-Eulerian Finite Element method in metal-forming simulation. *Journal of Materials Engineering and Performance,* 2(2), pp. 271-282.

Giraud-Moreau, L., Borouchaki, H. & Cherouat, A., 2019. *Remaillage surfacique 3D couplé à une nouvelle.* Giens, s.n.

Hantho, 1963. *Examination of rotating bands from 155mm projectile, HE, M107, fired with propellant charge XM119,* s.l.: United States Army, Frankford Arsenal.

Harris, D. C., 2007. *Quantitative Chemical Analysis.* Seventh Edition ed. New York: W. H. Freeman and Company.

Hartman, W. F., 1973. *Rotating Band Pressures and Engraving Forces in 155mm Artillery Shells,* Sandia: Sandia Laboratories.

Hasenbein, R. G., 2003. *Wear and Erosion in Large Caliber Gun Barrels.* Williamsburg,, s.n.

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

Hernigou, P., Queinnec, S. & Flouzat Lachaniette, C. H., 2013. One hundred and fifty years of history of the Morse taper: from Stephen A. Morse in 1864 to complications related to modularity in hip arthroplasty. *International orthopaedics,* 37(10), pp. 2081-2088.

Hilber, H. M., Hughes, T. J. R. & Taylor, R. L., 1977. Improved numerical dissipation for time integration algorithms in structural dynamics. *Earthquake engineering & structural dynamics,* 5(3), pp. 283-292.

Janco, R., 2023. Stress Analysis of Pressing Joint of Two Conical Pipes. *Strojnícky casopis - Journal of Mechanical Engineering,* 73(1), pp. 117-124.

Johnson, G. R. & Beissel, S. R., 2011. Damping algorithms and effects for explicit dynamics computations. *International Journal of Impact Engineering,* 25(9), pp. -11-925.

Johnson, K., 1985. *Contact mechanics.* s.l.:Cambridge university press.

Joint Ballistic Management Board , 2002. *Joint Ballistics Memorandum of Understanding (JBMOU) - Technical Annexes,* s.l.: s.n.

Joo, G., Huh, H. & Choi, M. K., 2016. Tension/compression hardening behaviors of auto-body steel sheets at intermediate strain rates. *International journal of mechanical sciences,* Volume 108-109, pp. 174-187.

Jordan, J. L. et al., 2013. Strain rate-dependant mechanical properties of OFHC copper. *Journal of Materail Science,* p. 7134–7141.

Kang, S., Lee, S. & Shin, S., 2024. fficient implementation on accuracy improvement of the two-dimensional node-to-segment contact approach for explicit dynamic analysis. *Comput Mech,* Volume 74, pp. 113-127.

Kempeneers, M., Debongnie, J.-F. & Beckers, P., 2010. Pure equilibrium tetrahedral finite elements for global error estimation by dual analysis. *International Journal for Numerical Methods in Engineering,* 81(4), pp. 513-536.

Kennedy, D. & Hashmi, M., 1998. Methods of wear testing for advanced surface coatings and bulk materials. *Journal of Materials Processing Technology,* Issue 77, pp. 246-253.

Khalil, M., Kamal, O. & Abdalla, M., 2009. *Dispersion Analysis for Spinning Artillery Projectile.* Caire, s.n.

Kim, J. S. & Huh, H., 2014. New Dynamic Constitutive Model for OFHC Copper Film. *International Journal of Mechanical and Mechatronics Engineering,* 8(4).

KNDS France / LMA, 2022. *Géométrie du cône mâle "maquette",* s.l.: s.n.

KNDS France / LMA, 2022. *Plans de tribologie,* s.l.: s.n.

KNDS France / LMA, 2023. *Plans d'éprouvette de traction issue d'ébauché de ceinture,* s.l.: s.n.

KNDS France / LMA, 2024. *Géométrie du projectile "maquette",* s.l.: s.n.

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

KNDS France / LMA, 2024. *Géométrie du tube "maquette",* s.l.: s.n.

KNDS France, 2023. *Plans montage cône sur cône,* s.l.: s.n.

Koliesnikova, D., 2020. *Raffinement adaptatif automatique de maillage à précision contrôlée dans un contexte multiéchelle pour la mécanique des solides non linéaire,* Marseille: Aix Marseille université.

Koliesnikova, D., 2021. *Analytical Comparison of Two Multiscale Coupling Methods for Nonlinear Solid Mechanics,* s.l.: s.n.

Konyukhov, A. & Schweizerhof, K., Computational Contact Mechanics. *Surface-To-Surface Contact – Various Aspects for Implementations within the Finite Element Method.* vol 67 ed. Berlin: Springer.

Kruczynski, Stobie & Krummericii, 1989. *Gun tube/charge/projectile interactions ,* s.l.: Ballistic research laboratory Aberdeen proving ground, Maryland.

Ladevèze, P. & Leguillon, D., 1983. Error estimate procedure in the Finite Element method and applications.. *SIAM Journal on Numerical Analysis,* 20(3), pp. 485-509.

Ladevèze, P. & Pelle, J. P., 2004. Mastering calculations in linear and nonlinear mechanics. *Springer NY,* pp. 1-428.

Liang, L. & Lin, Y., 1995. *Adaptive mesh refinement procedure of element method for fracture mechanics,* Shenyang: Department of Mining Engineering,.

Lisov, M., 2006. Modeling wear mechanism of artillery projectiles rotating band using variable parametars of internal ballistic process. *Scientific-Technical Review,* LVI(12), pp. 11-16.

LMA, 2023. *Montage de traction pour éprouvette cylindre,* s.l.: s.n.

Longjiang, S., Yingwu, T. & Bingyan, J., 2014. Failure analysis of the conical press-fit connections in a locomotive drive system. *Engineering Failure Analysis,* Issue 44, pp. 158-167.

Lours, P. & Baillon, F., 2021. *Au cœur des matériaux cristallins.* [Online] Available at: https://nte.mines-albi.fr/SciMat/fr/index.html [Accessed 09 06 2022].

M. A. Minnicino, 2015. *Experimental Evaluation of Cold-Sprayed Copper Rotating Bands for Large-Caliber Projectiles,* s.l.: US Army Research Laboratory.

Montgomery, 1985. *Wear of projectile rotating bands,* s.l.: s.n.

Montgomery, R., 1976. *Surface melting of rotating bands,* Watervliet: Benet Weapons Laboratory, Watervliet Arsenal,.

Montgomery, R., 1983. *Evidence for the melt-lubrication of projectile bands,* Watervliet: Benet Weapon Laboratory.

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

Montgomery, R. S., 1974. *Interaction of copper containing rotating band metal with gun bores at the environment present in a gun tube,* s.l.: s.n.

Montgomery, R. S., 1975. *Friction and wear at high sliding speeds,* Watervliet: Benet Weapons Laboratory, Watervliet Arsenal,.

Montgomery, R. S., 1976. *Projectile Lubrication by Melting Rotating bands,* Watervliet: Benet weapons laboratory, Watervliet arsenal.

Moreau, L., Borouchaki, H. & Cherouat, A., 2005. *Remaillage adaptatif pour la mise en forme des tôles minces,* s.l.: C. R. Mecanique 333.

Muster, M., Hameed, A. & Wood, D., 2019. *Push-out force and impulse measurement of seven types of small arms ammunition with three different surface states,* s.l.: AIP Advances.

Negrut, D., Ottarsson, G., Rampalli, R. & Sadjak, A., 2006. On an Implementation of the Hilber-Hughes-Taylor Method in the Context of Index 3 Differential-Algebraic Equations of Multibody. *Journal of Computational and Nonlinear Dynamics.*

Nelson, A., 2019. *Triangular Elements in Finite Element Modeling,* s.l.: Webinar Structures AERO.

Nexter Munitions, 2018. *Ammunition Nexter Catalogue,* s.l.: s.n.

Ning, K. et al., 2019. Multiobjective Intelligent Cooperative Design for the Multilayer Interference Fit. *Mathematical Problems in Engineering,* Volume 2019.

Nuninger, W., Perruquetti, W. & Richard, J.-P., 2006. *Bilan et enjeux des modèles de frottements : tribologie et contrôle au service de la sécurité des transports,* Lille: Polytech'Lille.

Oudin, H., 2008. *Méthode des éléments finis,* Nantes: Ecole d'ingénieur.

Ovesy, M., Aeschlimann, M. & Zysse, P. K., 2020. Explicit finite element analysis can predict the mechanical response of conical implant press-fit in homogenized trabecular bone. *Journal of Biomechanics,* Issue 107.

Pavot, S., 2016. *Contribution Contribution à la mise en oeuvre d'estimateurs d'erreur pour les problèmes de contact dans un logiciel industriel,* s.l.: Université Paris Saclay (COmUE).

Peraire, J. & Patera, A., 1998. Bounds for linear-functional outputs of coercive partial differential equations : Local indicators and adaptive refinement. *Studies in Applied Mechanics,* Volume 47, pp. 199-216.

Prudhomme, S. & Oden, J. T., 1999. On goal-oriented error estimation for elliptic problems : application to the control of pointwise errors. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering,* 176(1), pp. 313-331.

Ra-Byeol, N., Byung-Hyun, K., Ju-Seung, L. & Byeong-Ho, K., 2018. A Study on the Increase of the Reliability of the Flick Rammer on K-55A1 Self Propelled Artillery. *Journal of the Korea Academia-Industrial cooperation Society,* 19(9), pp. 62-68.

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

Ristic, Z., Ilic, S. & Kari, A., 2005. Mehanizam trenja i trosenja vodeceg prstena projektila / Friction and wear mechanism of projectile rotating band. *Vojnotehnicki glasnik,* Issue 15, pp. 397-405.

Rosenberg., R., 2005. Why is ice slippery?. *Physics Today.*

Salagame, R. R. & D., B. A., 1997. A simple p-adaptive refinement procedure for structural shape optimization. *Finite Element in Analysis and Design,* 24(3), pp. 133-155.

Sarmousakis, J. N., 1943. *The effect of previous high velocity rounds on zone i muzzle velocities and copper pressures in 105mm and 155mm howitzers,* Maryland: Ballistic research laboratories Aberdeen proving ground.

Schmitt, C. et al., 2014. Performance of conical abutment (Morse Taper) connection implants: A systematic review. *Journal of Biomedical Materials,* 102(2), pp. 552 - 574.

Schupfer, M., Steinhoff, K. & Röthlisberger, R., 2001. *New materials for large-caliber rotating bands for high charges.* Interlaken,, s.n.

Signorini, A., 1959. Questioni di elasticità non linearizzata e semilinearizzata. *Rendiconti di Matematica e delle sue Applicazioni,* 5(18), pp. 95-139.

Slover, G., 1937. *Naval Ordnance 1937 Projectiles.* [Online] Available at: https://eugeneleeslover.com/USNAVY/CHAPTER-XIII-PAGE-1.html [Accessed 25 02 2022].

Sniezek, L., 2010. The carrying capacity of conical interference-fit joints with laser reinforcement zones. *Journal of Materials Processing Technology,* Issue 210, pp. 914-925.

Sniezek, L., Zimmerman, J. & Zimmerman, A., 2010. The carrying capacity of conical interference-fit joints with laser reinforcement zones. *Journal of Materials Processing Technology,* Issue 210, pp. 914-925.

South, J., Yiournas, A., Wagner, J. & Brown, J., 2009. *Study of the Engraving of the M855 5.56-mm Projectile,* s.l.: Army Research Laboratory.

Stadter, J. T. & Weiss, R. O., 1979. Analysis of contact through finite element gaps. *Computers & Structures,* 10(6), pp. 867-873.

Stiffler, A. K., 1984. *Friction of plastic rotating band,* s.l.: Mississippi State University, Dept of mechanical & nuclear engineering, Air Force Armament Laboratory.

Sun, Q., Yang, G. & Ge, J., 2015. Modeling and simulation on engraving process of projectile rotating band under different charge cases. *Journal of Vibration and Control,* pp. 1-11.

Taylor, D. & Morris, J., n.d. *Gun erosion and methods of control,* Seven Oaks: Royal Armament Research and Development Establishment.

Toufik, A., 2016. *Cours de construction Mécanique 1.* s.l.:Université Kasdi Merbah Ouargla, Faculté des sciences appliquées, Département de génie mécanique .

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

Tribonet, 2019. *Pin on DIsk Test - About Tribology.* [Online] Available at: https://www.tribonet.org/wiki/pin-on-disk-test/ [Accessed 08 03 2022].

Verpeaux, P. & Charras, T., 2003. *Dynamique du solide : Modification du schéma de Newmark aux cas nonlinéaires,* s.l.: SEMT/DM2S.

Vlajic, N., Chijioke, A. & Seifarth, R., 2016. Stress Analysis of Conical Contact Joints in the NIST 4.45 MN Deadweight Machine.. *Journal of research of the National Institute of Standards and Technology,* Volume 121, pp. 222-237.

White, L. & Siewert, J., 2007. *Final Report of the Rifling Profile Push Test,* s.l.: Army Research Laboratory.

Wilson, 1975. *Lubrication by a Melting Solid,* s.l.: Am. Soc. Mech. Engr..

WU, B. et al., 2014. Tribology of rotating band and gun barrel during engraving process under quasi-static and dynamic loading. *Army Officer Academy PLA,* pp. 330-342.

Xin, T., Yang, G., Xu, F. & Minak, A., 2021. Modeling, Simulation and Uncertain Optimization of the Gun Engraving System. *mathematics,* 9(398), pp. 1-25.

Yastrebov, V. A., 2013. *Numerical Methods in Contact Mechanics.* s.l.:ISTE and WILEY.

Yue, Z. & Robbins, D., 2005. Adaptive superposition of Finite Element meshes in elastodynamic problems. *International Journal for Numerical Methods in Engineering,* 63(11), p. 1604–1635.

Zhao, L. et al., 2020. The Influence of Pulling Up on Micropitting Location for Gears with Interference Fit Connections of Their Conical Surface. *Coatings (Basel),* 10(12).

Zhong, Z.-h., 1993. *Finite element procedures for contact-impact problems.* Oxford university press: s.n.

Zienkiewicz, O. C. & Zhu, J. Z., 1987. A simple error estimator and adaptive procedure for practical engineering analysis. *International journal for Numerical Methods in Engineering,* 24(2), pp. 337-357.

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

Table des figures

Figure 1 : Profil basique de tube (Hasenbein, 2003). 13
Figure 2 : a) Munition de $\emptyset 105mm{\sim}13kg$ / b) Projectile de $\emptyset 155mm{\sim}42kg$ / c) Charges modulaires de $\emptyset 155mm$ (Nexter Munitions, 2018). 14
Figure 3 : Planches, décrivant un obus, le sertissage de la ceinture et différents types de ceintures (Slover, 1937). 15
Figure 4 : Procédé de dépose à froid (M. A. Minnicino, 2015)..... 17
Figure 5 : Profils de ceinture (Montgomery, 1976) (cotes en pouces). 17
Figure 6 : Trajet de MàP (Ra-Byeol, et al., 2018). 18
Figure 7 : Photos issues des sites worlddefencenews et Wikipedia. a) K-55A1 / b) T72 / c) SPH mod. 77 20
Figure 8 : Courbes d'effort lors d'un cycle coincement/décoincement (Balla, et al., 2011). a) dans un tube de SPH 77 (artillerie) / b) dans un tube de T72 (char) 21
Figure 9 : Résultats de simulations de MàP (Balla, et al., 2011) (valeurs en N). 21
Figure 10 : Parcours de l'obus lors du chargement (Ra-Byeol, et al., 2018). 22
Figure 11 : Courbes simulées de coincement dans un tube usé de T72 (Balla, et al., 2013). a) $force\ de\ réaction(temps)$ / b) $vitesse\ du\ projectile(temps)$ 23
Figure 12 : Variation de l'effort lors du décoincement d'une munition de T72 Valeurs mesurées / Valeurs calculées (Balla, et al., 2013). 23
Figure 13 : Données matériaux de tube (Armad & Picard, 1970). 24
Figure 14 : Déformées successives lors de la prise de rayures (Sun, et al., 2015). 25
Figure 15 : Gravure quasi-statique des munitions de 155mm (Hartman, 1973). 26
Figure 16 : Courbes de distribution de pressions de contact (Chen, 2001) 27
Figure 17 : Distribution d'énergies lors du tir (Armad & Picard, 1970). 28
Figure 18 : Usure classique de tube (Hasenbein, 2003). 30
Figure 19 : Influence de la cadence de tir sur la vitesse d'usure (Armad & Picard, 1970). 30
Figure 20 : Évolution mesurée de l'usure d'un tube de char (Balla, et al., 2015). *Barrel 1 / Barrel 2 / Barrel 3.* 30
Figure 21 : Montage de poussée pour des munitions de petit calibre (South, et al., 2009). 32
Figure 22 : Système de photographie de sortie de tube (Kruczynski, et al., 1989)..... 33
Figure 23 : Schéma du montage expérimental de mesure de vitesse de projectile lors de la phase de balistique intérieure (Xin, et al., 2021)..... 34
Figure 24 : Endoscope et vue d'un tube usé (Hasenbein, 2003). 35
Figure 25 : Concept Fogal gros calibre (Fogale, 2013). 35
Figure 26 : Diagramme schématique du test pion sur disque (Tribonet, 2019). 36
Figure 27 : Résultats des essais de frottement (Chen & Richard, 2019). 36
Figure 28 : Essais normalisés de contact (Chen & Richard, 2019). 37

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

Figure 29 : Facteurs influents et propriétés mécaniques influentes de l'usure du glissement (Kennedy & Hashmi, 1998). 38
Figure 30 : Vues du cône issues de (Ameur, 2016) 40
Figure 31 : Données matériaux du cuivre (Chen, 2001). 41
Figure 32 : Données matériaux du cuivre (Balla, et al., 2011). 42
Figure 33 : Performances des modèles matériau suivant la vitesse de déformation (Antoinat, 2014) 42
Figure 34 : Données matériaux d'artillerie de 155m (Xin, et al., 2021) 43
Figure 35 : Données matériaux du laiton (Sun, et al., 2015). 43
Figure 36 : Influence des chocs sur le comportement du cuivre (Ancrenaz & Servant, 1991). 44
Figure 37: Comportement dynamique du cuivre (Croteau, et al., 2019). 44
Figure 38 : Influence dynamique du recuit du cuivre (Jordan, et al., 2013). 45
Figure 39 : Influences dynamiques du cuivre OFHC (Kim & Huh, 2014). 45
Figure 40 : Coefficient de frottement mesuré sur obus et sur tribomètre (Montgomery, 1976). 48
Figure 41 : Variation du coefficient de frottement en fonction de l'avance dans le tube (Montgomery, 1983). 49
Figure 42 : Courbes $\mu vitesse\ de\ glissement$ issues de (Ristic, et al., 2005). 1-cuivre fondu / 2-laiton / 3-cuivre / 4- aluminium – bronze 49
Figure 43 : Présentation des mécanismes d'usures (Kennedy & Hashmi, 1998) 51
Figure 44 : Paramètres de contact pour différents matériaux (Felder & Montmitonnet, 2015). 52
Figure 45 : Régimes d'impact (Johnson, 1985). 53
Figure 46 : Schéma de résolution d'un problème par la méthode des éléments finis (Oudin, 2008) 54
Figure 47 : Vues issues de (Oudin, 2008). 56
Figure 48 : Fonctions de formes (Nelson, 2019). 57
Figure 49 : Comparaison résultats Quad/Tri (Nelson, 2019) 57
Figure 50 : Différentes lois de contact proposées par Abaqus. 59
Figure 51 : Illustration p/h-méthode. 61
Figure 52 : Raffinement d'éléments (Moreau, et al., 2005). 61
Figure 53 : Niveaux global et local pour la LDC (Koliesnikova, 2021). 62
Figure 54 : Maillage raffiné généré avec la stratégie s-méthode (Koliesnikova, 2020). 62
Figure 55 : Maillage raffinés généré avec la stratégie r-méthode (Koliesnikova, 2020). 63
Figure 56 : Défaut de régularité $e\sigma \approx \sigma * -\sigma$ (Zienkiewicz & Zhu, 1987). 64
Figure 57 : Exemple de stratégie « ALE » (Dassault Systèmes, 2024) 65
Figure 58 : Exemple de stratégie « correspondance maillage à maillage » (Dassault Systèmes, 2024). 66
Figure 59: Comparaison des méthodes Abaqus (Dassault Systèmes, 2024). 66
Figure 60 : Algorithme remaillage (Giraud-Moreau, et al., 2019) 67

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

Figure 61 : Processus de chargement à modéliser. 71
Figure 62 : Vue de coupe du cône mâle (KNDS France / LMA, 2022). 72
Figure 63 : Vue de coupe du projectile « maquette » (KNDS France / LMA, 2024). 72
Figure 64 : Vue de coupe du tube « maquette » - détails entrée de chambre et cône de forcement (KNDS France / LMA, 2024). 73
Figure 65 : Maillage axisymétrique. 74
Figure 66 : Evolution de $FyU2$ lors des trois phases simulées en axisymétrique et quasi-statique. 74
Figure 67 : Cartographie des contraintes de von Mises à la fin de la pénétration. 76
Figure 68 : Pression de contact au nœud à la fin de chaque phase. 77
Figure 69 : μapparent à la fin de chaque phase. 78
Figure 70 : Zoom sur l'avant de la ceinture – pénétration du maitre en S2S. 79
Figure 71 : Comparaison du schéma de discrétisation de contact sur le bord de la liaison conique. 80
Figure 72 : Tableau des performances des schémas de discrétisation (Dassault Systèmes, 2024). 80
Figure 73 : Evolution de l'énergie lors du coincement - cas axisymétrique implicite. 81
Figure 74 : Evolution de l'énergie lors du coincement - cas axisymétrique explicite. . 82
Figure 75 : Evolution de la perte d'énergie en fonction de αHHT. 82
Figure 76 : Perte de vitesse due à l'amortissement numérique dans les simulations implicites. 83
Figure 77 : Bilan des énergies lors du coincement en dynamique. 83
Figure 78 : Vue de coupe - Cartographie des contraintes de von Mises à la fin de la phase de pénétration en 3D quasi-statique. 84
Figure 79 : Evolution de $FyU2$ lors des trois phases simulées en 3D quasi-statique. 84
Figure 80 : Vue de coupe - mise en données pour simulation de coincement avec rayures. 85
Figure 81 : Cartographies à la fin de la pénétration dans un tube rayé : a) contraintes de von Mises / b) pression de contact. 85
Figure 82 : Evolution du marquage de pression de contact pour projectile aligné. 86
Figure 83 : Evolution de $FyU2$ lors des trois phases simulées en 3D quasi-statique avec rayures. 86
Figure 84 : Marquage de pression de contact en fin de phase de pénétration pour un projectile désaligné. 87
Figure 85 : Evolution de $FyU2$ lors des trois phases simulées en 3D quasi-statique avec rayures et désaligné d'environ 5°. 87
Figure 86 : Vision schématique du processus de calcul. 88
Figure 87 : Vue de coupe - mise en données initiale vol libre. 89
Figure 88 : Processus d'optimisation de la solution numérique. 89
Figure 89 : position du projectile dans le tube lors du calcul de coincement. 91
Figure 90 : Portion de maillage « fin » avec les paramètres de remaillage. 91
Figure 91 : Evolution des paramètres de remaillage lors d'un processus d'optimisation. 92

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

Figure 92 : Evolution de εcontact global pour différents maillages. 93
Figure 93 : Evolution de εcontact local(Y) pour différents maillages. 94
Figure 94: Evolution de εcontrôle pour différents maillages. 94
Figure 95 : Evolution de $FyU2$ pour une simulation de coincement. 95
Figure 96 : Dynamique d'impact lors du coincement. 96
Figure 97 : Bilan d'énergie en chargement dynamique. 96
Figure 98 : Schéma de la liaison conique considérée 99
Figure 99 : Evolution du modèle à chaque étape 100
Figure 100 : Modèle élastoplastique avec écrouissage isotrope linéaire. 102
Figure 101 : Evolution du ratio de conversion de raideur. 103
Figure 102 : Comparaison des variables d'interface entre le modèle éléments finis (FEM) et le modèle élastoplastique sans les effets locaux. 106
Figure 103 : Evolution du facteur de restitution. 107
Figure 104 : Evolution du facteur d'inversion. 108
Figure 105 : Comparaison des variables d'interface entre le modèle éléments finis (FEM) et le modèle élastoplastique avec les effets locaux. 110
Figure 106 : Table des erreurs de prédiction du modèle analytique. 112
Figure 107 : vues du goniomètre. 115
Figure 108 : Résultats d'essais pour un frottement statique cuivre acier. 115
Figure 109 : Tribomètre pion-disque en position mesure. 116
Figure 110 : Plans des éléments pion-disque (KNDS France / LMA, 2022). 116
Figure 111 : Évolution de l'usure sur le disque en cuivre. 117
Figure 112 : Évolution de l'usure sur le pion en acier. 117
Figure 113 : Mesure de coefficient de frottement lors d'une mesure au tribomètre. 118
Figure 114 : Mesure de μdyna 119
Figure 115 : Mesure de μdyna en fonction de $v$glissement. 120
Figure 116 : Loi de contact μdyna pour le calcul dynamique. 120
Figure 117 : Plan d'une éprouvette (KNDS France / LMA, 2023). 121
Figure 118 : Cartographie des contraintes de von Mises lors d'un essai de traction (Simulation Abaqus) 121
Figure 119 : Montage de l'échantillon avec ses pièces d'interface (LMA, 2023). 122
Figure 120 : Vues d'un montage d'essai de traction. 122
Figure 121 : Vues d'une traction jusqu'à rupture. 123
Figure 122 : Vues caméra à différents moments lors de la traction. a) repos / b) juste avant la striction / c) après rupture 123
Figure 123 : Evolution de la cartographie $\varepsilon y, brute$, vraie lors d'un essai de traction. 124
Figure 124 : Superposition des données mesurées et issues de la bibliographie pour le cuivre pur (CuB1). 126
Figure 125 : Montage cône sur cône pour machine de traction (KNDS France, 2023). 127
Figure 126 : Vues des pièces du montage cône sur cône. 127
Figure 127 : Simulation du montage cône sur cône à la fin du coincement. 128

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.

Figure 128 : Courbe de pression du papier Prescale HHS (FUJIFILM Corporation, 2019). 129
Figure 129 : Vues du papier pression. 129
Figure 130 : Courbe Faxialpo pour un essai cône/cône sans papier pression. 130
Figure 131 : Exemple d'oscillations pour αmâle $= \alpha$femelle $+ 0.160$ simulé sous Abaqus. 130
Figure 132 : Courbe Faxialpo pour un essai avec papier pression. 131
Figure 133 : Papier pression après l'essai. 132
Figure 134 : Superposition des Faxial$e$ issues du modèle analytique et des mesures. 133
Figure 135 : Performances de prédiction du modèle analytique pour un essai de coincement avec papier pression. 133
Figure 136 : Zoom de la Figure 134. 134

Ce document est la propriété de KNDS France, du Centre National de la Recherche Scientifique, d'Aix-Marseille Université et de l'École Centrale Méditerranée. Les informations qu'il contient ne peuvent être utilisées qu'à des fins de recherche académique.