Mechanical and technological study of the cold form tapping process applied to hardened steel

Guillaume Fromentin

▶ **To cite this version:**

Guillaume Fromentin. Mechanical and technological study of the cold form tapping process applied to hardened steel. Engineering Sciences [physics]. Arts et Métiers ParisTech, 2004. English. NNT : 2004ENAM0018 . pastel-00000941

HAL Id: pastel-00000941
https://pastel.hal.science/pastel-00000941

Submitted on 29 Jun 2006

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

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

N° d'ordre : 2004-18

Ecole Nationale Supérieure d'Arts et Métiers
Centre de Cluny

THESE

PRESENTEE POUR OBTENIR LE GRADE DE

DOCTEUR

DE

L'ECOLE NATIONALE SUPERIEURE

D'ARTS ET METIERS

Spécialité : Procédés de Fabrication

PAR

Guillaume FROMENTIN

ETUDE MECANIQUE ET TECHNOLOGIQUE DU TARAUDAGE PAR DEFORMATION :

APPLICATION AUX ACIERS PRETRAITES.

Soutenue le 22 septembre 2004, devant le Jury d'examen :

M.	**J-C. GELIN, Professeur, Université de Franche-Comté, Besançon**....	**Président & Rapporteur**
MM.	**L. DE CHIFFRE, Professeur, Université Technique du Danemark**.....	**Rapporteur**
	J. GUILLOT, Professeur, INSA de Toulouse.....	**Rapporteur**
	M. LAMBERTIN, Professeur, ENSAM Cluny.....	**Examinateur**
	A. MOISAN, Professeur, ENSAM Cluny.....	**Directeur de thèse**
	G. POULACHON, Maître de Conférences, ENSAM Cluny.....	**Co-directeur de thèse**
	J. GIESSLER, Responsable R&D, PROTOTYP.....	**Invité**
	B. JULIEN, Expert procédés d'usinage, PSA Peugeot Citroën.....	**Invité**

L'ENSAM est un Grand Etablissement composé de huit centres:
AIX-EN-PROVENCE - ANGERS - BORDEAUX - CHÂLONS EN CHAMPAGNE - CLUNY - LILLE - METZ - PARIS

Plan

INTRODUCTION 5

1 GENERALITES 9

1.1 Normalisation ISO des filets 9
1.1.1 Profil de base des filets métriques 9
1.1.2 Tolérance d'exécution des parties taillées 11

1.2 Taraudage par coupe & Taraudage par déformation 12
1.2.1 Géométrie des tarauds 12
1.2.1.1 Généralités 12
1.2.1.2 Taraud par coupe 14
1.2.1.3 Taraud par déformation 14
1.2.2 Du taraud à l'opération de taraudage 15
1.2.3 Du taraudage au filet taraudé 15

1.3 Description des efforts lors d'un cycle de taraudage par déformation 17
1.3.1 Couple Mz 17
1.3.2 Effort axial Fz 18

1.4 Taraudage compensé, taraudage rigide, taraudage semi-rigide 19
1.4.1 Taraudage compensé 19
1.4.2 Taraudage rigide 20
1.4.3 Taraudage semi-rigide 21
1.4.4 Conclusion sur les attachements de taraudage 22

1.5 Etude des paramètres procédés en taraudage par déformation 22
1.5.1 Effet vitesse 22
1.5.2 Effet du diamètre d'avant-trou 25
1.5.3 Modélisation analytique 29
1.5.3.1 Méthodologie & résultats 29
1.5.3.2 Discussion 32

2 ETAT DE L'ART 33

2.1 Les différentes procédés de filetage 33
2.1.1 Taraudage à l'enfilade 33
2.1.2 Filetage à la filière 34
2.1.3 Filetage à l'outil coupant sur tour 35
2.1.4 Tourbillonnage 35
2.1.5 Filetage à la fraise 36
2.1.6 Rectification des filets 38
2.1.7 Filetage par électroérosion 39
2.1.8 Roulage de filet 40
2.1.9 Comparatifs des procédés de filetage 41

2.2 Le taraudage par déformation 43
2.2.1 Affûtage et géométrie des tarauds par déformation 43
2.2.2 Modèles analytiques en taraudage par déformation 45
2.2.2.1 Modèle analytique de W.E. Henderer (1974) 45
2.2.2.2 1er Modèle analytique de S. Chowdhary (2002) 46
2.2.2.3 2ème Modèle analytique de S. Chowdhary (2003) 48
2.2.2.4 Conclusion sur les modèles analytiques 50
2.2.3 Influence de divers paramètres 50
2.2.3.1 Diamètre de l'avant-trou 50
2.2.3.2 Lubrification 51
2.2.3.3 Résistance des filets 52

3 CARACTERISATION ET FORMATION DU FILET 53

3.1 Enjeux et objectifs 53

3.2 Caractérisation du filet 53
3.2.1 Paramétrage d'un filet 53
3.2.2 Analyses micrographiques 54

3.2.3 Caractérisation de l'écrouissage 57
3.2.4 Contraintes résiduelles 59
3.2.5 Texture du matériau 60

3.3 Formation du filet 62
3.3.1 Formation de la section du filet & écrouissage 62
3.3.2 Etude du bord libre du filet 65
3.3.3 Principe et objectif de la mesure du champ de déplacement 67
3.3.4 Mesure du déplacement tangentiel U_θ 68
3.3.5 Mesure du déplacement radial U_r 70
3.3.6 Mesure du déplacement axial U_z 72
3.3.7 Calculs de mécanique 73
3.3.7.1 Expression des grandes déformations 73
3.3.7.2 Loi d'écrouissage et Tenseur déviateur des contraintes 74
3.3.7.3 Calculs des contraintes 75
3.3.8 Application de la méthode des grilles à la mesure des déplacements U_r et U_z 76
3.3.8.1 Principe 76
3.3.8.2 Mesures 78

3.4 Conclusions 78

4 PARAMETRES MATERIAUX ET PROCEDES 81

4.1 Effet du matériau 81
4.1.1 Matériaux étudiés 81
4.1.1.1 Alliages d'aluminium 81
4.1.1.2 Alliages à base de cuivre 82
4.1.1.3 Alliages à base de fer 82
4.1.2 Caractérisation des matériaux 83
4.1.3 Essais de taraudage 85
4.1.4 Analyses métallurgiques 87
4.1.5 Corrélation entre les facteurs 88
4.1.6 Conclusions sur l'effet du matériau 92

4.2 Effet du fluide 93
4.2.1 Caractéristiques des fluides 94
4.2.2 Essais de taraudage 96
4.2.2.1 Procédure expérimentale 96
4.2.2.2 Effet du fluide sur le couple de taraudage 96
4.2.2.3 Viscosité et performance d'une huile 99
4.2.2.4 Influence du mode de lubrification 100
4.2.3 Lubrification et température 101
4.2.4 Investigations sur les échantillons taraudés 105
4.2.4.1 Analyses métallurgiques 105
4.2.4.2 Analyse chimique 107
4.2.5 Conclusion sur la lubrification 109

4.3 Effet du revêtement et du substrat de l'outil 109
4.3.1 Objectifs 109
4.3.2 Essais de taraudage et analyses 110
4.3.3 Conclusions sur l'effet du revêtement 113

5 ENDOMMAGEMENT DES TARAUDS PAR DEFORMATION 115

5.1 Contexte et objectifs 115

5.2 Mesure de la géométrie du taraud 116
5.2.1 Mesure de l'engagement des lobes 116
5.2.2 Mesure du profil des lobes 118

5.3 Essais d'usure 119

5.4 Analyse des usures 121
5.4.1 Dispositif d'analyse 121
5.4.2 Manifestations de l'usure 122
5.4.2.1 Zones noires et zones claires 123
5.4.2.2 Dépôt sous forme de stries 125

5.4.2.3 Endommagement du revêtement et dépôt de l'acier 125
5.4.2.4 Recul du lobe par déformation du substrat 127

5.5 Conséquences de l'usure sur les filets 129
5.5.1 Contrôle au tampon fileté 129
5.5.2 Observation de la surface au MEB 129

5.6 Evolution de l'usure et critère de durée de vie 129
5.6.1 Scénario de l'endommagement d'un lobe 129
5.6.2 Evolution quantitative de l'usure et critère de durée de vie 130

5.7 Conclusions 132

6 ANALYSE DU PRODUIT 135

6.1 Qualité géométrique du filet 135
6.1.1 Contexte et objectif 135
6.1.2 Essais de taraudage 135
6.1.3 Mesure de la qualité du filet 137
6.1.3.1 Variation du pas 138
6.1.3.2 Mesure de la rectitude des flancs 140
6.1.4 Conclusion 141

6.2 Couple de serrage 141
6.2.1 Contexte & modèle de dimensionnement 141
6.2.2 Montage de mesure 142
6.2.3 Mesures et résultats 143
6.2.4 Conclusion 144

6.3 Résistance des filets 145
6.3.1 Contexte et objectifs 145
6.3.2 Modèle de E.M. Alexander 146
6.3.3 Résultats des essais d'arrachement 147
6.3.3.1 Essai avec les aciers C22, C35 et C70 147
6.3.3.2 Essais avec l'acier C22 taraudé avec différents paramètres 150
6.3.4 Conclusion 151

CONCLUSION 153

BIBLIOGRAPHIE 157

ANNEXES

I METHODE D'ESSAI DE TARAUDAGE 161

II EPROUVETTES D'ESSAIS 165

III PRÉPARATIONS ET DÉCOUPAGES DES ÉPROUVETTES 171

IV CARACTÉRISTIQUES DES MATÉRIAUX EMPLOYÉS 177

V TRAITEMENTS DES SURFACES POUR LA MESURE DU CHAMP DE DÉPLACEMENT 181

VI MONTAGE DE MESURE DE COUPLE DE SERRAGE 187

VII ESSAIS D'ARRACHEMENT DES FILETS 189

Plan

INTRODUCTION

Contexte & analyse du besoin

Place économique du taraudage

Le taraudage est une technique de filetage intérieur incontournable pour la fabrication de nombreuses pièces mécaniques. Ce procédé occupe donc une importance économique considérable dans le monde de l'usinage. En l'an 2000, une étude a estimé que le coût des tarauds représentait 15% des 300 millions d'euros d'outils coupants vendus chaque année en France. En fait, les opérations axiales (perçage, alésage, taraudage…) réalisant le trou représentent 30% de ce montant, c'est-à-dire qu'aux 15% du coût des tarauds, il faut encore ajouter une partie du coût des outillages nécessaires à la réalisation du trou avant taraudage. Ces chiffres témoignent à quel point le trou taraudé occupe une place économique prépondérante.

L'importance d'une maîtrise fiable

Le taraudage est une opération d'usinage délicate qui intervient bien souvent en fin de gamme de fabrication. L'échec de cette opération conduit à un rebut de la pièce qui occasionne une perte financière liée au brut lui-même ainsi qu'à toute la valeur ajoutée précédemment par les autres opérations d'usinage. Un manque de maîtrise du taraudage dans des matériaux difficiles à usiner peut entraîner les bureaux d'études à faire le choix d'un assemblage boulonné, ce qui évite l'opération de taraudage mais augmente d'une part le nombre de pièces nécessaires à l'assemblage et d'autre part le poids de l'ensemble.

Il est donc crucial de maîtriser l'opération de taraudage, mais, paradoxalement, peu d'études sur ce type d'opération ont été faites. Actuellement, ce procédé est utilisé à des vitesses de coupe relativement faibles en comparaison des autres procédés, ceci afin d'assurer le succès de cette opération si difficile à réaliser. Cependant, la nécessité d'augmenter toujours plus la productivité demande des études scientifiques traitant des problèmes relatifs au taraudage.

Le trou taraudé : un produit

Le taraudage est une opération d'usinage particulière dans le sens où il génère une entité usinée dont les fonctions sont bien définies : contribuer à un assemblage vissé. Les spécifications d'un trou taraudé sont donc définies avec précision et issues d'un dimensionnement qui tient compte de la résistance et de la raideur souhaitées. De plus, même si d'autres techniques d'assemblage se développent, l'assemblage vissé reste prépondérant en mécanique car il permet notamment un assemblage résistant et un démontage aisé. La possibilité de désassemblage constitue un point important dès lors qu'il faut assurer la maintenance des systèmes ; le cycle de vie des systèmes impose un désassemblage et rend souvent prioritaire le choix de la visserie.

L'étude d'un procédé de taraudage ne doit pas uniquement considérer l'opération d'usinage et doit nécessairement intégrer l'idée que le trou taraudé est un produit dont il faut caractériser les propriétés à l'emploi.

Le taraudage par déformation

Il existe diverses techniques permettant la réalisation d'un trou taraudé. Une première, qui existe depuis longtemps et qui est toujours la plus utilisée, est le taraudage par outil coupant. Une seconde est le taraudage par refoulement ou par déformation qui utilise un outil différent en géométrie et qui offre des avantages technico-économiques par rapport à la première.

Cette dernière technique connaît à l'heure actuelle un développement important, la vente de ce type de taraud augmentant de 10% par an. En effet, l'utilisation de taraud par refoulement s'accompagne d'une augmentation de durée de vie d'outil importante, de l'ordre de 100 % dans certaines applications. Cet outil, en l'absence d'arête de coupe, donne lieu à un processus de fabrication d'autant plus fiable. Cette technique est facilement concevable dans le taraudage de matériaux ayant un comportement ductile, tels que les alliages d'aluminium. De nombreux utilisateurs tirent alors pleinement partie de cette méthode qui donne lieu à des durées de vie pouvant aller au delà de 100 000 trous taraudés. Toutefois, le taraudage par déformation est utilisé principalement pour le travail des aciers, les gains en coût d'outil étant potentiellement plus élevés dans ces matériaux. Malgré cela, ce procédé n'est pas utilisé à la hauteur de ses possibilités car il pourrait s'appliquer à davantage de fabrications. La majeure partie des aciers peut être taraudée par refoulement, même à l'état traité, ce qui est une nécessité dans le contexte actuel (usinage de matériaux à hautes caractéristiques mécaniques, productivité).

L'étude du taraudage par déformation

Partenariats industriels

L'état des lieux des connaissances et des études sur les procédés de taraudage en 1999 et 2000 montrait qu'il y avait peu d'investigations alors que les besoins existaient et existent toujours. Le thème du taraudage a donc été inscrit au programme du Plan Pluri Formation (PPF 1998-2002) en usinage à l'ENSAM. Une consultation de plusieurs fabricants d'outils de taraudage français et étrangers a été faite afin d'identifier les besoins réels. C'est l'entreprise allemande PROTOTYP-Werke Zell (PWZ), du groupe Sandvik, représenté en France par la société Prototyp S.A., qui a témoigné le plus d'intérêt à la proposition ouverte du LaBoMaP de l'ENSAM Cluny de débuter des travaux de recherche en taraudage. La première problématique qui nous a été soumise et qui constitue l'objet de ces travaux est donc le taraudage par déformation.

Par la suite, la société PSA Peugeot Citroën a intégré le groupe de travail en tant qu'utilisatrice de la technique du taraudage par déformation. Enfin la société Ascometal qui fournit des nuances d'acier aux fabricants d'automobiles a apporté sa collaboration à l'étude.

L'étude regroupe donc des partenaires mêlant divers points de vue : l'outilleur, l'utilisateur, le métallurgiste.

Données de l'étude

Du fait du coût d'outil associé aux opérations de taraudage dans les aciers prétraités ou les aciers dont la résistance avoisine 1 000 MPa, le choix est fait de porter l'étude sur ces

matériaux. Les aciers principalement utilisés pour ces travaux de recherche sont l'acier faiblement allié 42 CrMo 4 et l'acier au carbone C70.

Pour des raisons de capacité des capteurs de mesure d'efforts et afin d'être représentatif des pratiques en cours, le choix du filet étudié est de dimension M12×1.5 6H. La plus grande partie des essais porte sur des filets de ces dimensions, toutefois certaines expériences ont eu lieu sur une autre taille de filet du fait d'autres contraintes spécifiques apparues ultérieurement.

Le fluide utilisé est une émulsion soufrée à 5%, puis, devant l'importance du média, le fluide de référence adopté pour la plupart des essais a été une huile soufrée extrême pression.

Architecture du rapport

Le taraudage est un procédé dont l'environnement technique est très important. Le premier chapitre rapporte plusieurs généralités. La normalisation des filets, produit visé par l'application du procédé, est le point de départ, puis il s'en suit une description comparée des procédés de taraudage par coupe et de taraudage par déformation. Ensuite, il est décrit les efforts lors d'un cycle de taraudage et défini le taraudage rigide et le taraudage compensé. Enfin une étude préliminaire de l'effet des divers paramètres de type procédé est conduite.

La première partie du second chapitre recense et compare l'ensemble des procédés de filetage intérieur et extérieur. La seconde partie est l'étude bibliographique des quelques travaux de recherche disponibles sur le taraudage par déformation.

Le troisième chapitre est le coeur de ces travaux de recherche. C'est l'étude de la formation du filet ainsi que de ses propriétés métallurgiques. La forme du filet et l'écrouissage de la matière occupent une large place dans la spécificité des filets taraudés par déformation.

L'étude des paramètres matériaux taraudés, fluides de taraudage et matériaux de l'outil constitue le chapitre 4. Les matériaux étudiés pouvant être taraudés sont à base de fer, d'aluminium ou de cuivre. L'analyse des médias entre l'outil et la matière porte sur des fluides caloporteurs tels que des émulsions et des fluides lubrifiants comme des huiles extrême pressions, soufrées, sulfo-chlorées et chlorées. Le troisième point est l'étude de l'effet du revêtement et du substrat de l'outil.

Le cinquième chapitre concerne l'usure des tarauds travaillant par déformation. Il propose une analyse des mécanismes d'endommagement, un scénario et l'évolution quantifiée de la dégradation de l'outil.

Le sixième et dernier chapitre traite des caractéristiques du trou taraudé en tant que produit telles que les utilisent les bureaux d'études. L'analyse porte sur la caractérisation géométrique des filets, leur résistance à la traction et enfin l'étude du couple de serrage.

Les procédures, les méthodes et les modalités pratiques d'exécution des essais dont les résultats sont rapportés dans les différents chapitres sont décrites dans les annexes.

1 GENERALITES

1.1 Normalisation ISO des filets

1.1.1 Profil de base des filets métriques

L'assemblage vissé est réalisé par au moins deux éléments mécaniques que sont la vis et l'écrou ou le trou taraudé. La définition de ces éléments repose sur des normes, ce qui est incontournable pour assurer le dialogue technique, leur montage, et leur interchangeabilité. La norme NF ISO 68-1 définit le profil de base des filets métriques ISO, c'est-à-dire le profil théorique, ou nominal, du filetage défini dans un plan contenant l'axe.

La **Figure 1.1** explicite le profil de base pour les filetages intérieurs (taraudage ou écrou), et pour les filetages extérieurs (vis). Ce profil repose sur un triangle équilatéral, appelé triangle primitif, de coté égal au pas *P* et de hauteur *H*. Le triangle est écrêté de *H/8* à l'extérieur et de *H/4* à l'intérieur. Ce profil spécifie uniquement les dimensions nominales de la partie des filets de la vis et du taraudage contenu entre les diamètres *D* et d_1. D'autres dimensions ne sont pas normalisées et notées PN sur la **Figure 1.1** telles que le diamètre maximum du taraudage et le rayon de raccordement. Toutefois les normes précisent explicitement que le profil du fond de filet, du filetage intérieur comme du filetage extérieur, ne peut en aucun point dépasser le profil de base. Par contre, le diamètre minimum de la vis (d_3) et le rayon de raccordement (*R*) sont bornés par la norme ISO 965-1.

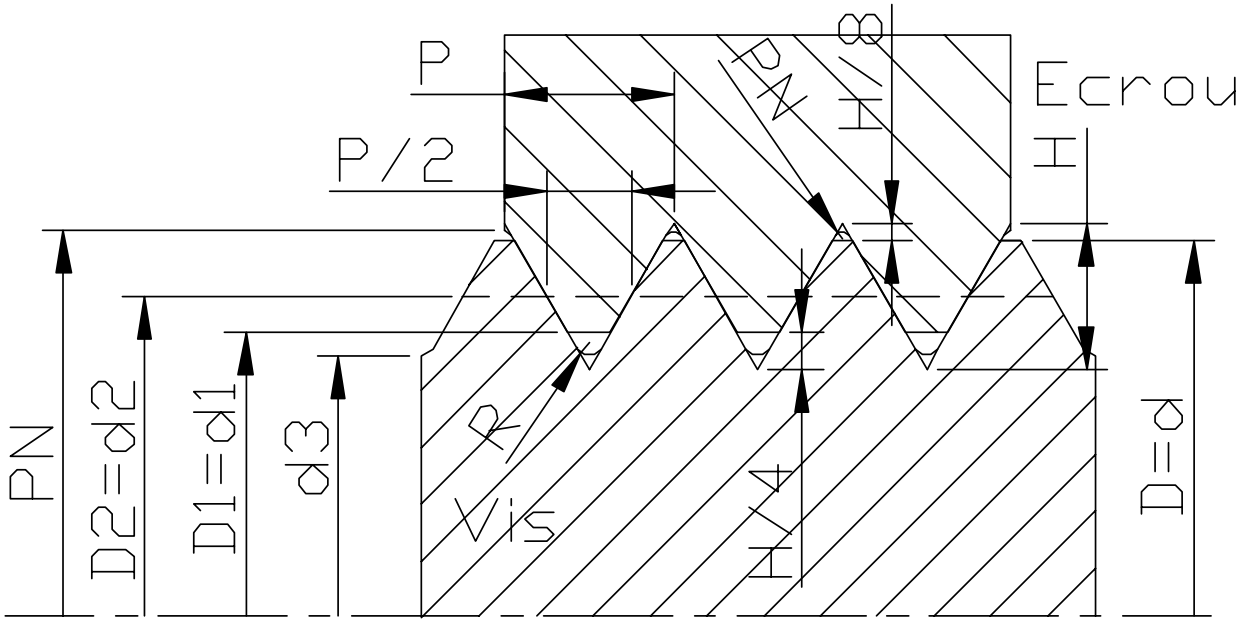


Figure 1.1 : Profil des filets métriques ISO selon NF ISO 68-1.

Les différentes longueurs du profil sont désignées ci-dessous :

- *D* est le diamètre extérieur (maximum) de base du filetage intérieur (taraudage)
- *d* est le diamètre extérieur (maximum) de base du filetage extérieur (vis)
- D_1 est le diamètre intérieur (minimum) de base du filetage intérieur (taraudage)

- d_1 est le diamètre intérieur (minimum) de base du filetage extérieur (vis)
- D_2 est le diamètre sur flancs du filetage intérieur (taraudage)
- d_2 est le diamètre sur flancs du filetage extérieur (vis)
- d_3 est le diamètre minimum du filetage extérieur (vis) défini par ISO 965-1
- R est le rayon de fond de filet du filetage extérieur (vis) défini par ISO 965-1
- H est la hauteur du triangle primitif
- P est le pas

D et d sont égaux, c'est le diamètre nominal, et d est le diamètre maximum mesurable sur la vis. D_1 et d_1 sont égaux et D_1 est le diamètre minimum mesurable sur le taraudage, c'est donc le diamètre de perçage dans le cas du taraudage par coupe. D_2 et d_2 sont égaux, ce sont les diamètres sur flancs, i.e. les diamètres sur lesquels le pas est identique. Les expressions de H, D_1 et d_2 sont données respectivement par les équations (1.1), (1.2) et (1.3). Des valeurs numériques pour différentes dimensions de filetage sont résumées dans le **Tableau 1.1**.

$$H = \frac{\sqrt{3}}{2} P \tag{1.1}$$

$$D_1 = d - \frac{5}{4} H = d - \frac{5\sqrt{3}}{8} P \tag{1.2}$$

$$d_2 = d - \frac{3}{4} H = d - \frac{3\sqrt{3}}{8} P \tag{1.3}$$

Filet	***d = D***	***P***	***H***	***$d_1 = D_1$***	***$d_2 = D_2$***
M6×1	6	1	0.866	4.917	5.350
M7×1	7	1	0.866	5.917	6.350
M8×1	8	1	0.866	6.917	7.350
M8×1.25	8	1.25	1.083	6.647	7.188
M10×1	10	1	0.866	8.917	9.350
M10×1.25	10	1.25	1.083	8.647	9.188
M10×1.5	10	1.5	1.299	8.376	9.026
M12×1	12	1	0.866	10.917	11.350
M12×1.25	12	1.25	1.083	10.647	11.188
M12×1.5	12	1.5	1.299	10.376	11.026
M12×1.75	12	1.75	1.516	10.106	10.863
M14×2	14	2	1.732	11.835	12.701
M18×2.5	18	2.5	2.165	15.294	16.376

Tableau 1.1 : Dimensions normalisées du profil de base des filets métriques ISO.

La section résistante de la vis est liée au diamètre minimum d_3, défini dans la norme ISO 965-1. La recommandation est donc de faire une troncature de $H/6$ du triangle primitif. Pour les classes de qualité 8.8 et supérieures, la valeur minimale du rayon de raccordement R est aussi définie par cette norme.

1.1.2 Tolérance d'exécution des parties taillées

Les dimensions nominales du profil défini ci-dessus sont tolérancées. Le système de tolérancement défini par la norme ISO 965-1 prévoit les qualités ainsi que les positions des tolérances citées dans le **Tableau 1.2**.

	Dimensions	***Qualités de tolérances***	***Positions des tolérances***
Filetages intérieurs	D_1	4, 5, 6, 7, 8	G, H
	D_2	4, 5, 6, 7, 8	
Filetages extérieurs	d	4, 6, 8	e, f, g, h
	d_2	3, 4, 5, 6, 7, 8, 9	

Tableau 1.2 : Système de tolérancement des filets selon la norme ISO 965-1.

Les positions des tolérances retenues sont telles qu'il y a du jeu entre le filet extérieur et le filet intérieur, ceci afin d'assurer le montage. L'exemple ci-dessous explicite la désignation complète d'un filetage.

Exemple : M12×1.5 – 5H6H/5g6g

L'exemple désigne un filetage métrique de diamètre nominal 12 mm au pas de 1.5 mm. 5H est la tolérance du diamètre de flanc (D_2) et 6H celle du diamètre intérieur (D_1) du filet extérieur. 5g est la tolérance du diamètre de flanc (d_2) et 6g celle du diamètre intérieur du filet extérieur.

Les **Figures 1.2** et **1.3** définissent la position de la zone de tolérance par rapport au profil de base respectivement pour le filetage intérieur, et pour le filetage extérieur. T_{D1}, T_{D2}, T_d, et T_{d2} sont les intervalles de tolérance des diamètres D_1, D_2, d et d_2. *EI* et *ei* sont les écarts intérieurs, et *ES* et *es* les écarts supérieurs.

L'ensemble des valeurs numériques de ce système de tolérance est dans la norme ISO 965-1.

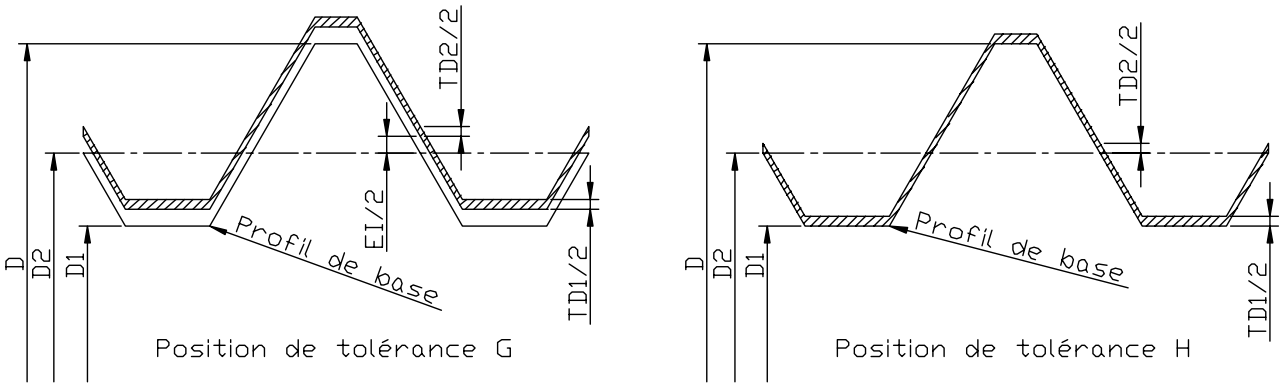


Figure 1.2 : Filetage intérieur avec les positions des tolérances.

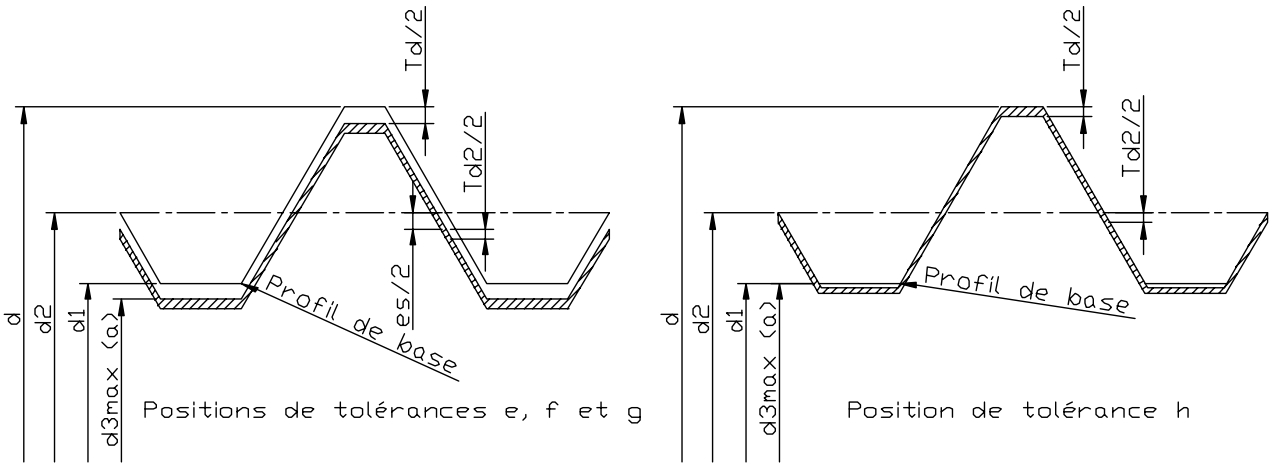


Figure 1.3 : Filetage extérieur avec les positions des tolérances, (a) applicable seulement lorsque le flanc de filet est au minimum de matière (d_{2min}).

1.2 Taraudage par coupe & Taraudage par déformation

1.2.1 Géométrie des tarauds

1.2.1.1 Généralités

Le taraud n'est pas un outil simple. Il a plusieurs parties actives disposées sur une hélice. Il s'agit de dents pour un taraud par coupe et de lobes pour un taraud par déformation. **La Figure 1.4**, représente schématiquement un taraud. Il est composé d'une queue cylindrique pour assurer la mise en position dans le mandrin de taraudage, et d'un carré qui permet l'entraînement, c'est-à-dire de transmettre le couple nécessaire à l'opération de taraudage. A l'autre bout du taraud, il y a deux zones différentes, l'une d'enveloppe conique, c'est l'entrée du taraud où se trouvent les parties actives de l'outil, et l'autre d'enveloppe quasi-cylindrique qui a des fonctions et des actions secondaires.

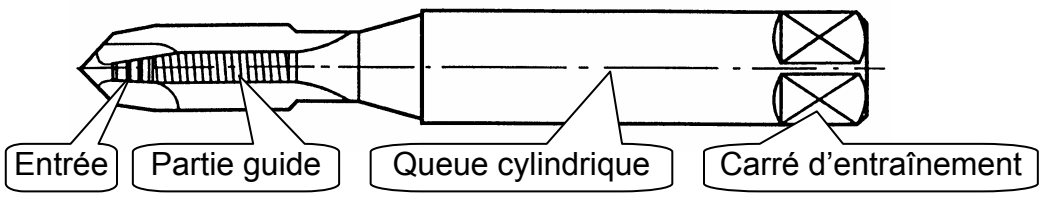


Figure 1.4 : Schéma des différentes parties d'un taraud.

L'obtention du filet en une zone donnée est assurée par le passage de toutes les parties actives de l'entrée du taraud. Afin de mieux expliciter géométriquement la configuration du procédé, le taraudage peut être comparé au brochage. Le taraudage peut être qualifié par analogie avec le brochage hélicoïdal en déroulant les dents du taraud le long de l'hélice du filet. La **Figure 1.5** montre un taraud et sa broche équivalente. L'ensemble des parties actives de l'entrée du taraud correspond aux parties actives situées dans la partie inclinée de la broche

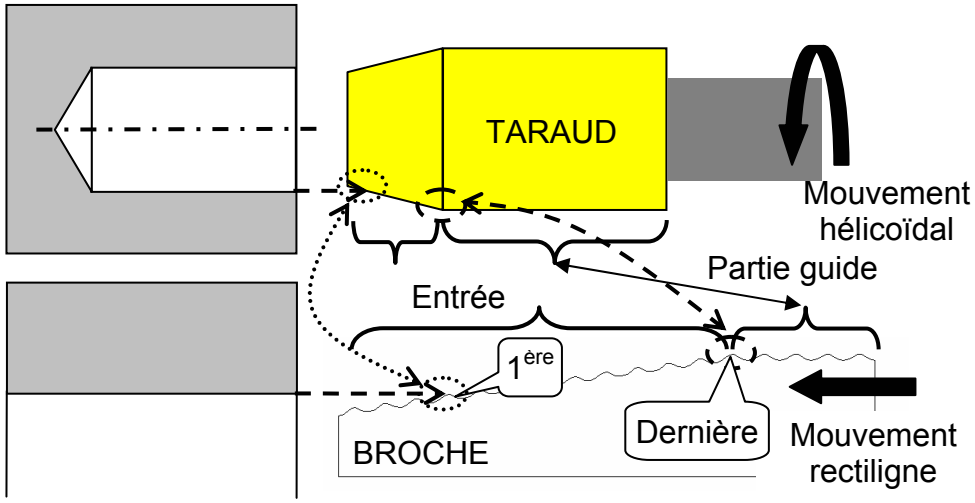


Figure 1.5 : Analogique entre taraudage et brochage.

L'analogie faite entre le procédé de taraudage et celui de brochage tient à la similitude des parties actives des outils. De manière plus large, P. Gilormini et al. [**Gil_84**] ont comparé les procédés à sections coupées constantes que sont le brochage, taraudage, et mortaisage en intégrant davantage de considérations telles que l'évacuation de la chaleur et du copeau.

La première partie active est celle qui est située sur un diamètre immédiatement supérieur au diamètre de l'avant-trou. La dernière est la première dans la partie cylindrique, c'est-à-dire qui est située sur le diamètre le plus grand. Par conséquent, dans le cas du taraudage de trou borgne, la fin du taraudage est une partie non fonctionnelle, le filet n'étant pas achevé, donc dans laquelle la vis ne peut pas se monter. De fait, la longueur de l'entrée du taraud est une caractéristique importante du point de vue du trou obtenu mais aussi du point de vue du procédé comme cela est abordé ci-dessous. La norme ISO 8830 désigne les différents types d'entrées des tarauds en fonction du nombre de filets comme indiqué dans le **Tableau 1.3**.

Symbole	***Nombre de pas dans l'entrée***	***Type de goujures***
A	>6	Droites
B	3.5 à 5.5	Droites avec entrée inclinée ou spirale
C	2 à 3	Droites ou hélicoïdales
D	3.5 à 5.5	
E	<2	

Tableau 1.3 : Désignation des types d'entrée des tarauds selon la norme ISO 8830.

La partie cylindrique n'a pas pour fonction de contribuer à l'obtention du filet, mais sert à guider le taraud dans le filetage qu'il réalise lui-même. Toutefois les dents ou lobes de cette partie peuvent avoir une action localisée sur la surface du filet déjà réalisée telle que le galetage. C'est pourquoi cette partie de l'outil est aussi appelée partie calibrante. Afin de réduire le contact entre l'outil et la pièce, et donc les frottements associés à celui-ci, l'enveloppe de la partie guide est en fait légèrement conique, comme le sont les forets par exemple. C'est ce qui est appelé la conicité arrière du taraud ; elle est faible, de l'ordre de quelques centièmes de millimètre pour 10 mm dans le cas des tarauds par déformation.

1.2.1.2 Taraud par coupe

Un taraud par coupe représenté à la **Figure 1.6**, possède des goujures comme en a une fraise monobloc ou un foret hélicoïdal, ce qui fait apparaître des arêtes de coupe dans l'entrée du taraud. L'angle d'hélice des goujures et leur forme déterminent l'angle de coupe et l'angle d'inclinaison d'arête. D'autre part, des goujures à droite permettent de faire remonter les copeaux et dans le cas du taraudage de trous débouchant, un outil avec des goujures à gauche peut être utilisé pour faire sortir les copeaux par l'autre côté du trou. D'autre part, il y a trois opérations de base pour affûter ce type d'outil : d'abord le filetage sur toute la longueur, puis la réalisation des goujures, enfin une opération de chanfreinage pour obtenir l'entrée du taraud. L'angle de ce chanfrein et le nombre de dents, égal au nombre de goujures, déterminent l'épaisseur des copeaux. Il s'agit donc d'une caractéristique importante du point de vue du procédé mais les entrées sont désignées par le nombre de pas qu'elles contiennent.

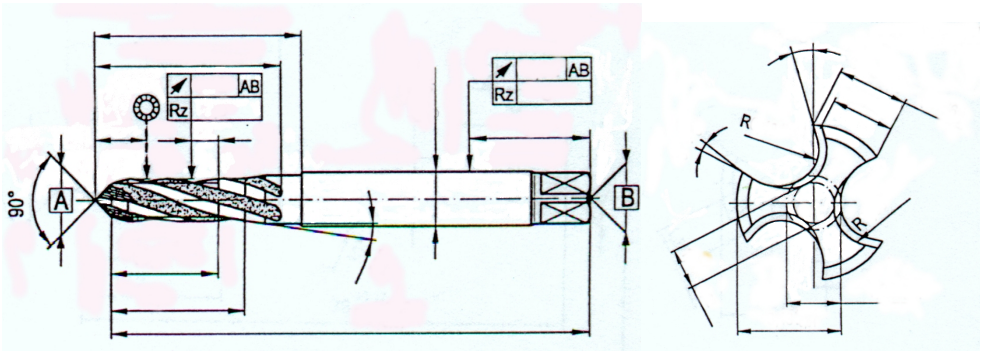


Figure 1.6 : Géométrie d'un taraud par coupe.

Il existe plusieurs types de tarauds ; la norme NF EN 25097 en définit les principaux ainsi que la terminologie associée.

1.2.1.3 Taraud par déformation

Un taraud à refouler se distingue d'un taraud par coupe par son absence de goujure et donc d'arête de coupe. La section de ce type d'outil est formée de lobes, comme le montre la **Figure 1.7**. Ces lobes permettent de limiter le contact entre le trou taraudé et l'outil, donc de réduire le couple résultant du frottement entre les deux. La section résistante d'un taraud par déformation est beaucoup plus importante que celle d'un taraud par coupe, et, pratiquement, un tel taraud ne se casse pas au niveau de l'âme, seules les extrémités des lobes peuvent céder. L'entrée de ce type de taraud n'est pas un chanfrein mais une inclinaison complète du profil. Aucune norme NF ou ISO ne traite de ce type de taraud.

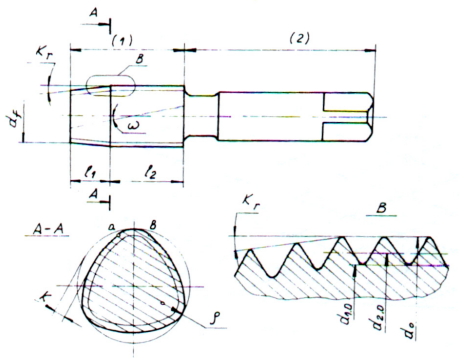


Figure 1.7 : Géométrie d'un taraud par déformation à trois lobes.

1.2.2 Du taraud à l'opération de taraudage

La mise en oeuvre d'outils différents, l'un pour couper, l'autre pour déformer ou refouler s'accompagne forcément d'effets différents, notamment en terme d'efforts. Des courbes de couple issues des deux procédés sont tracées à la **Figure 1.8**. L'exploitation de ce type de courbe est explicité au **§1.3**. Ces mesures montrent que le couple nécessaire à une opération de taraudage par déformation est de l'ordre de 3,5 fois plus grand, que celui nécessaire à une opération de taraudage par coupe.

Ce ratio de 3,5 n'est pas une valeur fixe et est propre aux conditions expérimentales de ces deux essais. Deux autres outils, des avant-trous de diamètres différents, une autre huile ou simplement un autre matériau auraient conduit à une valeur différente.

Toutefois, quelles que soient les données, il apparaît que le couple est bien plus important en taraudage par déformation, et qu'il convient donc d'en tenir compte dans le dimensionnement d'une opération : couple maximum de la broche et prise de pièce. Des essais particuliers avec des tarauds par déformation M18×2,5 ont dû être faits sur une machine différente que celle retenue pour tous les autres essais de taraudage M12×1.5, car le couple atteignait 150 N.m et dépassait donc le couple maximum de 87 N.m de la broche de la fraiseuse DMC65V utilisée.

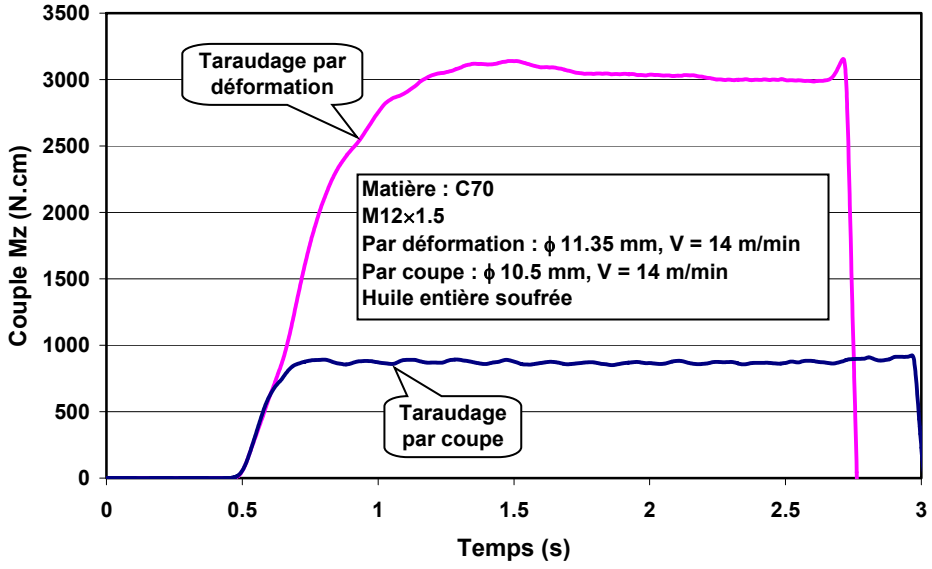


Figure 1.8 : Comparaison des couples en taraudage par coupe et par déformation.

1.2.3 Du taraudage au filet taraudé

Le taraudage par déformation conduit à l'obtention d'un filet par déplacement de la matière alors que, pour le taraudage par coupe, la section du filet est obtenue par enlèvement de matière. L'absence de copeau est une propriété très intéressante car des copeaux non évacués au lavage des pièces peuvent nuire à la fiabilité du système en fonctionnement. La **Figure 1.9** montre deux micrographies de la section d'un filet obtenu par chacun des deux procédés.

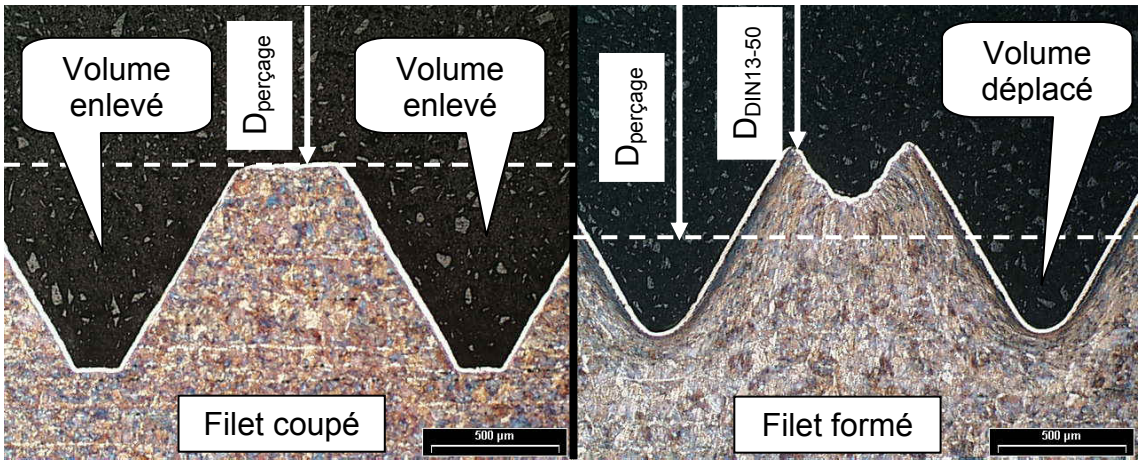


Figure 1.9 : Micrographies d'un filet coupé et d'un filet formé M12×1.5 en C70.

Le diamètre minimal du filet obtenu par coupe est le diamètre de perçage avant taraudage. Le taraud enlève sous forme de copeau, par l'action successive de ses différentes dents, le volume indiqué sur la **Figure 1.9** et créé ainsi le filet hélicoïdal.

Le filet obtenu en taraudage par déformation présente des caractéristiques géométriques et métallurgiques très différentes de celui obtenu par coupe. Tout d'abord il apparaît une cuvette ou creux au sommet du filet. Le pied du filet est arrondi : cela correspond à la géométrie du profil du taraud utilisé. Ce n'est pas une caractéristique intrinsèque aux filets formés, le pied du filet aurait pu être plat comme l'est celui du filet coupé si le taraud par déformation avait le profil adapté. Le diamètre de l'avant-trou n'est plus matérialisé : il est tel qu'il constitue la droite moyenne du profil extérieur du filet. Le matériau s'est écoulé sous l'action de l'outil depuis des zones situées à des diamètres supérieurs à celui de l'avant-trou vers des zones à des diamètres inférieurs. Plus le diamètre d'avant-trou est petit, plus il y a de la matière refoulée par le taraud et donc plus le filet est formé. Cela change donc la taille du creux au sommet du filet, et met en évidence que le diamètre de l'avant-trou de taraudage est un paramètre encore plus primordial en taraudage par déformation. Le creux au sommet du filet formé est un bord libre, c'est-à-dire qu'il n'a pas été en contact avec l'outil, et qu'il résulte de l'écoulement du matériau. Sa forme dépend donc, aussi, de la géométrie de l'outil, de la rhéologie du matériau déformé [**Cha_75**], du média ou fluide utilisé.

La géométrie particulière des filets formés pose des problèmes pour faire accepter le procédé malgré les avantages de ce dernier sur le taraudage par coupe. L'absence de norme française spécifiant les caractéristiques des filets formés n'aide pas à le promouvoir. En Allemagne, où le procédé est plus employé qu'en France, il existe la norme DIN 13-50 qui spécifie ce type de filet. Cette norme définie la valeur et la tolérance du diamètre de fût, c'est-à-dire le diamètre minimal, mesuré au sommet des creux comme indiqué à la **Figure 1.9**. Cette norme ne spécifie évidement pas le diamètre et la tolérance de l'avant-trou de taraudage puisque la forme et la taille du creux dépendent des divers paramètres indiqués ci-dessus. Le contrôle d'un filet taraudé par déformation nécessite donc la vérification de la côte sur flanc, avec un tampon fileté, et la vérification du diamètre minimal, avec un tampon lisse.

Sur le plan métallurgique, ces filets sont donc très différents puisque le matériau du filet obtenu par déformation est plastifié dans des zones à coeur alors que les modifications du filet coupé ne concernent que l'intégrité de sa surface. L'écrouissage de la matière influe

sur les propriétés mécaniques des filets formés, ce qui peut être bénéfique, mais du point de vue de l'outil, le fait de travailler un matériau consolidé est plutôt nuisible à sa durée de vie.

Les différences entre les deux filets amènent forcément à se poser des questions sur le procédé de taraudage par déformation et sur les caractéristiques des produits issus du procédé. L'analyse de l'écoulement et la caractérisation métallurgique des filets formés feront l'objet du **Chapitre 3**. L'effet des paramètres matériau et procédé sera étudié dans le **Chapitre 4.** Mécanismes d'usure des outils et durée de vie seront traités au **Chapitre 5**. Les caractéristiques non métallurgiques, telles que la résistance, la qualité géométrique et le couple de serrage seront développées au **Chapitre 6**.

1.3 Description des efforts lors d'un cycle de taraudage par déformation

La première source d'information et donc d'analyse du procédé sont les efforts exercés durant un cycle de taraudage. L'**Annexe I** explique précisément la méthodologie, l'environnement et les moyens d'essai utilisés. L'objet est ici d'expliciter l'interprétation première des efforts issus de l'expérience.

1.3.1 Couple Mz

Lors d'une opération de taraudage, le couple évolue depuis l'entrée du taraud jusqu'à sa sortie du trou pour différentes raisons. Le couple *Mz* est tracé **Figure 1.10** en fonction du temps et la **Figure 1.11** montre le taraud en travail à différentes positions du cycle, avec son cône d'entrée et une conicité arrière intentionnellement exagérée pour la rendre visible.

Le couple augmente de T_1 à T_2 du fait de l'entrée du taraud dans la pièce. A la date T_2, tous les lobes de l'entrée du taraud sont en prise dans la pièce et le premier filet est complètement formé. La valeur du couple *Mz* à cet instant est appelée *Couple de Formation*. Après la date T_2, le couple *Mz* continue d'augmenter car la surface de contact entre l'outil et la pièce augmente elle aussi du fait du retour élastique de la matière déformée. A partir de l'instant T_3, ce retour élastique est égal à la dépouille donnée par la conicité arrière du taraud et par conséquent la surface de contact entre l'outil et le filet n'augmente plus après cet instant. Si les conditions de lubrification demeurent identiques, le couple *Mz* n'évolue plus et il s'installe un régime permanent constant pendant lequel est calculé le *Couple Moyen*. Enfin à la date T_4, le taraud ayant atteint la profondeur souhaitée, la broche s'arrête, inverse son sens de rotation et le taraud ressort de la pièce, c'est le détaraudage. Pendant cette phase, le couple *Mz* s'inverse et il est donc négatif. Le détaraudage ne présente pas d'intérêt en lui-même, si ce n'est qu'il permet de voir l'énergie consommée uniquement en frottement sur la partie cylindrique du taraud. Elle est comparable à celle consommée aussi en frottement entre les instants T_2 et T_4. L'essentiel des courbes de couple à venir ne montreront donc pas la partie détaraudage du cycle.

L'augmentation de couple *Mz* entre T_2 et T_3 est appelée *Couple de Frottement*. Bien entendu, il y a des frottements entre le matériau déformé et l'outil sur les lobes dans l'entrée du taraud pendant la formation du filet par écoulement plastique. Toutefois, le nom de *Couple de Frottement* est réservé au couple causé par le contact des filets formés sur la partie cylindrique du taraud qui n'est pas impliquée dans la formation du filet.

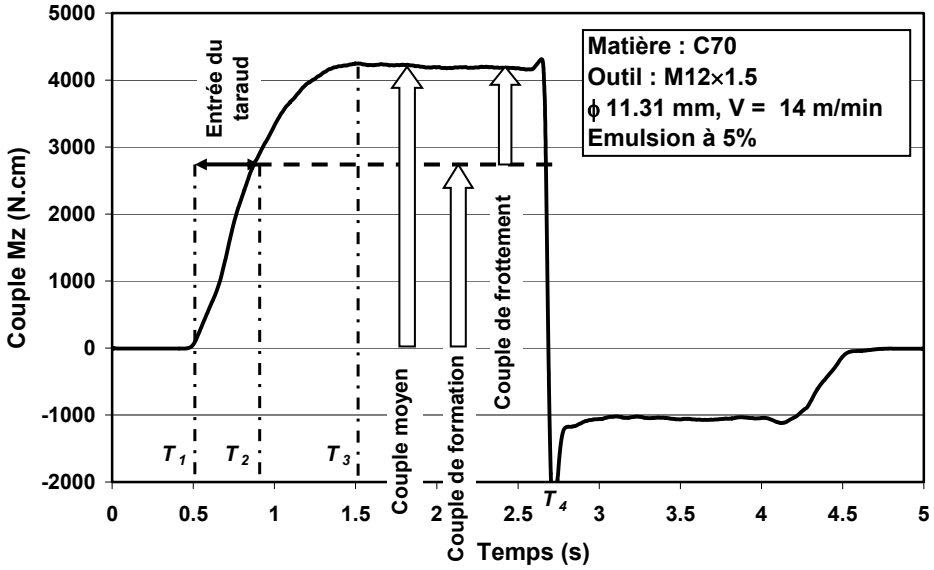


Figure 1.10 : Couple *Mz* au cours d'un cycle de taraudage.

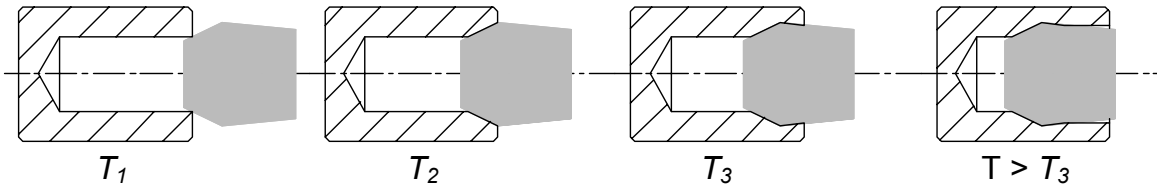


Figure 1.11 : Représentation de différentes étapes pendant un cycle de taraudage.

1.3.2 Effort axial Fz

L'effort axial en taraudage est une réponse à divers paramètres. Afin de montrer l'influence à laquelle est soumis cet effort, la **Figure 1.12** montre le résultat de deux essais de taraudage avec un attachement compensé (notion expliquée au **§1.4**), l'un en programmant un pas de 1.5 mm, qui est la valeur du pas du taraud, et l'autre en programmant un pas de 1.45 mm qui est donc inférieur. Les courbes de couple sont identiques, mais celles de l'effort axial diffèrent. Pour le 1er essai, l'effort est positif pendant le taraudage, alors que le second évolue jusqu'à devenir négatif pendant cette même phase. Cela s'explique par le fait qu'en programmant un pas de 1.45 mm la broche avance moins vite que le taraud et tire ce dernier.

L'analyse de cet effort est détaillée plus largement ci-dessous et est intégrée aussi dans l'étude de la qualité des filets au **Chapitre 6**. Etant donné que l'effort axial n'apporte pas d'information, vu ses sources externes d'influence, sur les phénomènes localisés aux parties actives de l'outil, l'essentiel des courbes issues des essais ne rapportera que le couple.

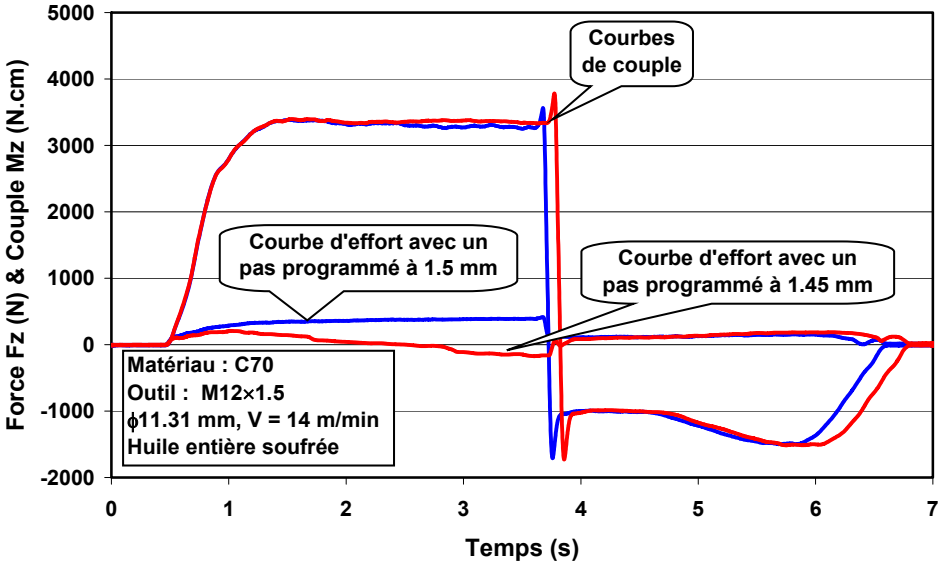


Figure 1.12 : Influence du pas programmé sur l'effort axial.

1.4 Taraudage compensé, taraudage rigide, taraudage semi-rigide

1.4.1 Taraudage compensé

L'opération de taraudage est une opération d'usinage où l'outil est animé de deux mouvements combinés. Il y a un mouvement de translation suivant l'axe du trou à tarauder et un mouvement de rotation autour de cet axe. Il faut naturellement que le pas du mouvement résultant, hélice cylindrique, soit égal au pas du taraud. La machine-outil qui met en oeuvre un taraud commet forcément des erreurs de position autour de l'hélice cylindrique programmée, c'est-à-dire qu'il y a un écart entre la consigne de position et la position réelle. Des erreurs de position relativement faibles se traduisent par l'apparition de défauts sur le taraudage réalisé : erreur sur le pas, défaut de rectitude des flancs du filet. Une erreur trop importante de synchronisation des deux mouvements conduit au bris de l'outil et éventuellement à des dommages sur la machine.

De fait, face à ce risque, les attachements maintenant l'outil dans la broche ont pour fonction de pallier les erreurs de synchronisation des deux mouvements et donc de fiabiliser le procédé. En introduisant une souplesse dans l'attachement entre le cône qui le lie à la broche et le maintien du taraud, l'effet des erreurs de synchronisation est atténué. Pratiquement, il existe des attachements porte-taraud qui sont en deux parties coulissantes axialement l'une par rapport à l'autre ce qui permet un débattement axial. Le système comprend un ressort, ce qui apporte alors une certaine raideur à ce débattement axial. Alors toute erreur de synchronisation se manifestera par une translation entre la broche et le taraud. L'effort axial engendré à ce moment est égal au débattement par la raideur du ressort. Cette technique est appelée le taraudage compensé. Cette pratique est majoritaire car elle fiabilise le procédé. C'est aussi la seule possibilité de faire un taraudage sur machine avec :

- une perceuse à colonne équipée d'un commutateur pour l'inversion du sens de rotation et d'un mouvement d'avance manuel ;

- une MOCN dont l'axe de la broche est asservi uniquement en vitesse. Dans ce cas, d'importantes erreurs de synchronisation apparaissent, notamment au moment de l'inversion du sens de rotation de la broche.

1.4.2 Taraudage rigide

Pour autant, l'utilisation d'un porte-taraud flottant ou compensé n'est pas idéale à tous les points de vue. Du fait que l'outil ait cette possibilité de flotter axialement, il peut sous l'influence des efforts axiaux issus du procédé, liés à l'angle d'hélice des goujures pour un taraud par coupe par exemple, ne pas avancer exactement de la valeur du pas à chaque tour. On dit alors que le taraud file, et donc la qualité du taraudage n'est pas assurée. D'autre part, le maintien médiocre du taraud ne permet pas l'exécution rapide d'un cycle de taraudage à des vitesses supérieures à 1000 tr/min sur une MOCN par exemple. En conséquence, sur machines modernes d'usinage, l'axe de la broche est un axe entièrement numérisé, c'est-à-dire équipé d'un codeur de position de bonne résolution, et lors d'un cycle de taraudage, la commande numérique asservit la position et la vitesse de la broche en plus de l'axe linéaire. Dans ce cas, l'outil peut être maintenu rigidement dans un attachement en pince, c'est la technique du taraudage rigide. Toutefois, les erreurs de synchronisation de l'axe de rotation et de l'axe de translation existent toujours, et, aussi faibles soient elles, étant donné la rigidité de l'attachement, l'effort axial atteint des valeurs très importantes au cours du cycle et en particulier au moment de l'inversion.

Il existe des tarauds spécialement adaptés au taraudage rigide. Avec cette technique, les tarauds étant véritablement maintenus et guidés par la machine, la fonction de la partie cylindrique de l'outil n'est plus essentielle. Ils ont donc une partie guide plus courte et une conicité arrière plus prononcée.

La **Figure 1.13** présente trois cycles de taraudage par déformation et notamment un cycle avec un mandrin rigide et un autre avec un mandrin compensé. Les couples sont identiques, mais l'amplitude de l'effort axial pendant le cycle est plus de 10 fois supérieure en taraudage rigide qu'en taraudage compensé.

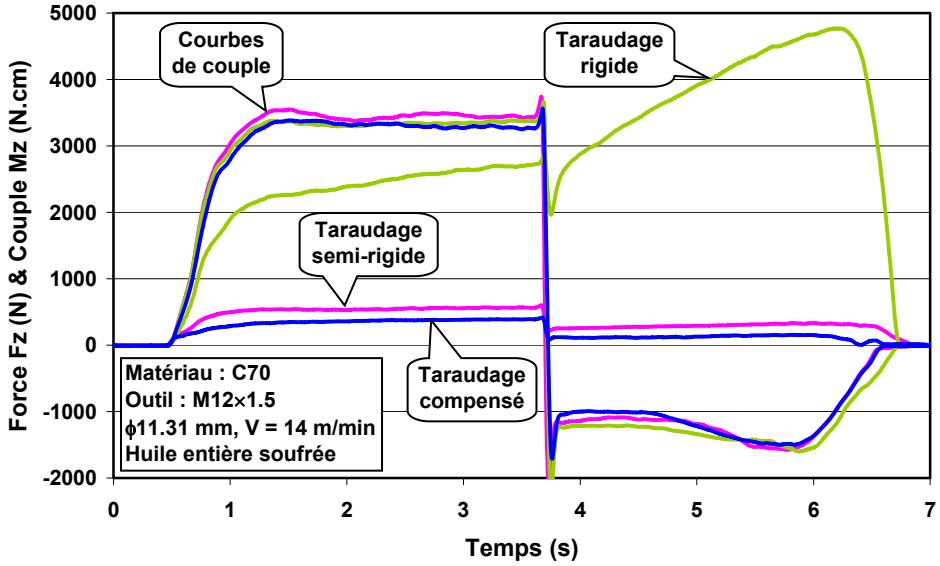


Figure 1.13 : Efforts *Fz* et *Mz* lors de cycle compensé, rigide et semi-rigide.

1.4.3 Taraudage semi-rigide

Deux pratiques s'opposent, et le choix de l'une ou l'autre est donc un compromis entre les exigences de fabrication et les qualités du produit souhaité. Le **Tableau 1.4** présente synthétiquement les éléments du problème.

		Taraudage compensé	***Taraudage rigide***
Moyens	Machine	MOCN	MOCN avec broche asservie
	Attachement	Compensé ou flottant (5 mm)	Rigide (pince)
	Programmation	Cycle classique sans indexation de la broche	Cycle spécifique avec indexation de la broche
	Outil	Taraud machine avec une partie guide importante	Taraud machine avec une partie guide réduite
Résultats	Fiabilité	bonne	réduite
	Effort axial	faible	important
	Qualité de filet	diminuée	améliorée
	Vitesse de rotation	Réduite (<1000 tr/min)	Plus élevée (>1000 tr/min)

Tableau 1.4 : Caractéristiques du taraudage compensé et du taraudage rigide.

Le taraudage rigide a été adopté par des secteurs de l'industrie mécanique telle que l'industrie automobile, désireux d'optimiser leurs fabrications, mais cette pratique a diminué du fait du manque de fiabilité. Un procédé offrant un compromis a été développé par les fabriquant d'attachements. Il s'agit d'utiliser des mandrins, dits semi-rigides, ayant une raideur intermédiaire au mandrin compensé et au mandrin rigide. Divers fabricants, Emuge, Biltz, Schunk, proposent une technologie reposant sur l'utilisation d'élastomère. La **Figure 1.14** présente une vue ¾ d'un produit appelé Softsynchro. Il y a des doigts avec des rondelles en élastomère pour transmettre le couple et donner de la souplesse dans la direction axiale. Cela permet un déplacement limité de quelques dixièmes de millimètre avec une raideur bien plus importante que dans le cas d'un mandrin compensé. L'utilisation de ce type d'outillage doit se faire dans les mêmes conditions qu'avec le mandrin rigide, c'est-à-dire sur une MOCN avec une broche indexée en programmant un cycle de taraudage spécifique et en utilisant un taraud adapté.

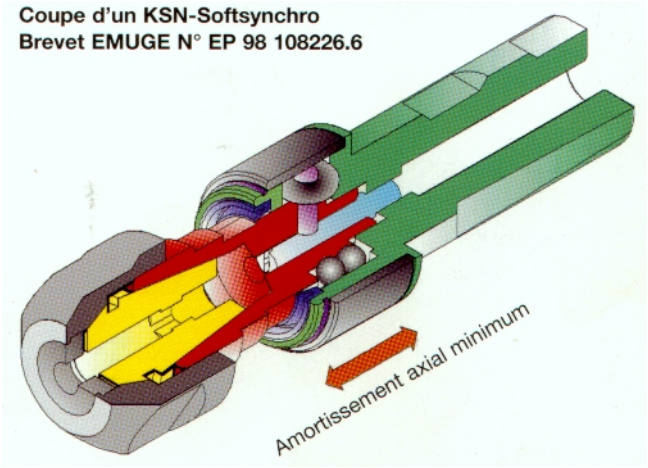


Figure 1.14 : Vue ¾ de l'attachement semi-rigide Softsynchro d'Emuge.

1.4.4 Conclusion sur les attachements de taraudage

L'attachement ou le mandrin de taraudage est donc un élément technologique primordial dans l'opération de taraudage. En plus de la compensation, les attachements proposent diverses options concernant d'autres fonctions :

- Point dur en compression pour éviter le refus d'entrée du taraud avec un mandrin compensé ;
- Arrosage par le centre à haute pression ;
- Micro lubrification par le centre ;
- Limiteur de couple pour sécuriser l'opération (pour les mandrins compensés) ;
- Adaptateur à changement rapide (pour les mandrins compensés).

Ce chapitre constitue une présentation des techniques de taraudage et une introduction qualitative de l'influence de l'environnement technologique sur l'opération de taraudage. L'effet des attachements sur les efforts et sur la qualité est étudié et donc quantifié dans le **Chapitre 6** qui traite du taraudage en tant que produit.

1.5 Etude des paramètres procédés en taraudage par déformation

Ce chapitre est une première approche de l'effet des paramètres du procédé immédiatement modifiables que sont la vitesse et le diamètre d'avant-trou sur les efforts, puissances et énergies mises en jeu lors d'une opération de taraudage par déformation. Les données de cette étude sont les suivantes :

- Taraud : M12×1.5 6HX revêtu TiN
- Matériau : acier 42 CrMo 4 à l'état traité (280 HV_{10}) et à l'état recuit (214 HV_{10}), éprouvette de Type A (cf. **Annexe II**)
- Fluide : émulsion à 5% à base d'eau

1.5.1 Effet vitesse

La vitesse de taraudage, notée *V*, est la vitesse linéaire à la périphérie du taraud. Dans le cas de cette étude, c'est la vitesse au diamètre nominal de 12 mm. Cette grandeur vient de la pratique de l'usinage, c'est l'image de la vitesse de coupe. Dans le cas du procédé de taraudage par déformation, cette vitesse n'a pas de signification physique, mais elle est utilisée car elle permet de dialoguer et de garder des repères et des moyens de comparaison avec ce qui se fait en usinage et lors du taraudage par coupe en particulier.

L'ordre de grandeur des vitesses de taraudage est faible, et comme point de départ de l'étude, il a été tenu compte des recommandations du fabriquant de tarauds qui préconise une vitesse de 13 m/min. La **Figure 1.15** montre le couple lors d'un cycle de taraudage dans le matériau à l'état traité pour des vitesses variant de 10 à 20 m/min.

L'analyse du régime permanent témoigne que sur cette plage de vitesse, l'effet de celle-ci sur le couple de l'opération de taraudage est quasi nul. L'effet immédiatement constaté se situe au niveau du régime transitoire : plus la vitesse de taraudage est élevée, plus le couple augmente rapidement. Toutefois, cette vision est temporelle et ne tient pas compte du fait qu'aux différentes vitesses de taraudage, l'outil a différentes vitesses d'avance. Les mêmes cycles de taraudage sont tracés à la **Figure 1.16** en fonction de la position axiale du taraud par rapport au trou. L'origine est à l'entrée de celui-ci.

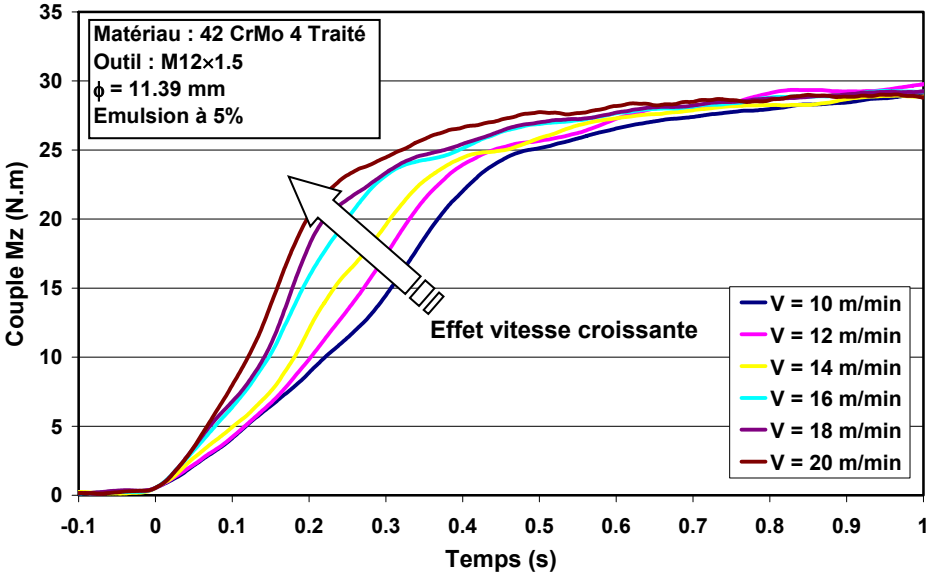


Figure 1.15 : Cycles de taraudage en fonction du temps.

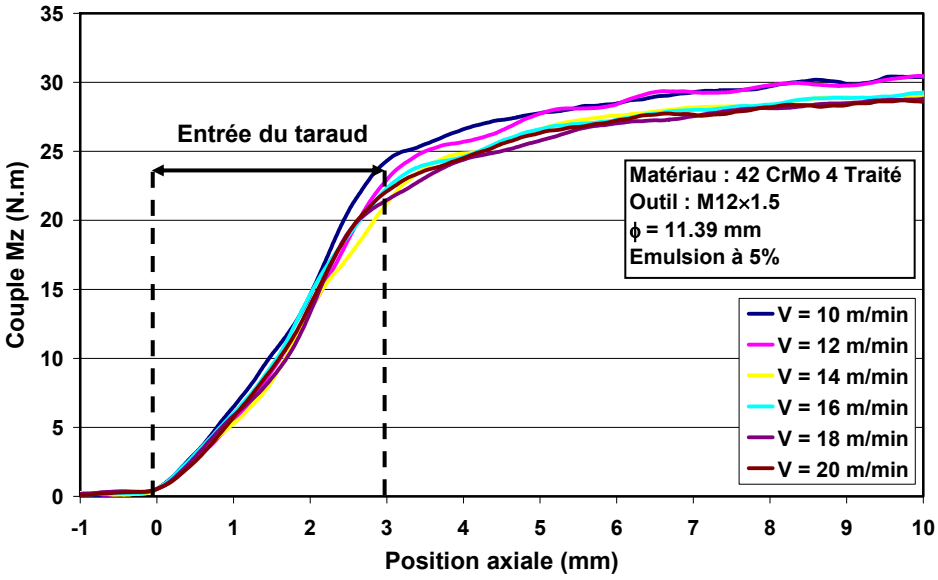


Figure 1.16 : Cycles de taraudage en fonction de la position axiale du taraud.

Dès lors, les régimes transitoires des différents essais sont très semblables et correspondent à une longueur axiale constante à corréler avec la longueur de l'entrée du taraud. Le couple de taraudage est donc invariant pour des vitesses allant de 10 à 20 m/min. Cependant, les essais conduits à partir d'une vitesse de 18 m/min font apparaître l'ébullition de l'émulsion sous l'effet de la quantité de chaleur générée par déformation plastique de la matière. Le couple n'est pas une grandeur à même de caractériser les changements manifestes qui se produisent ; l'analyse d'autres grandeurs s'impose. A couple constant, augmenter la vitesse conduit à des puissances mises en jeu supérieures. Pour un taraudage d'une profondeur égale au diamètre (D = 12 mm), les grandeurs considérées sont les suivantes :

- Travail du couple de l'opération : $W = \int_{Z=0}^{Z=D} M_z(t).\omega.dt$ (1.4)

- Puissance moyenne de l'opération : $P_{moy} = \frac{W}{T_{cycle}}$ (1.5)
- Couple maximum de l'opération : $C_{\max} = Max[M_z(t)]_{cycle}$ (1.6)
- Puissance maximale : $P_{\max} = C_{\max}.\omega$ (1.7)

Les valeurs de l'ensemble de ces grandeurs pour la plage de vitesse étudiée sont exposées à la **Figure 1.17**.

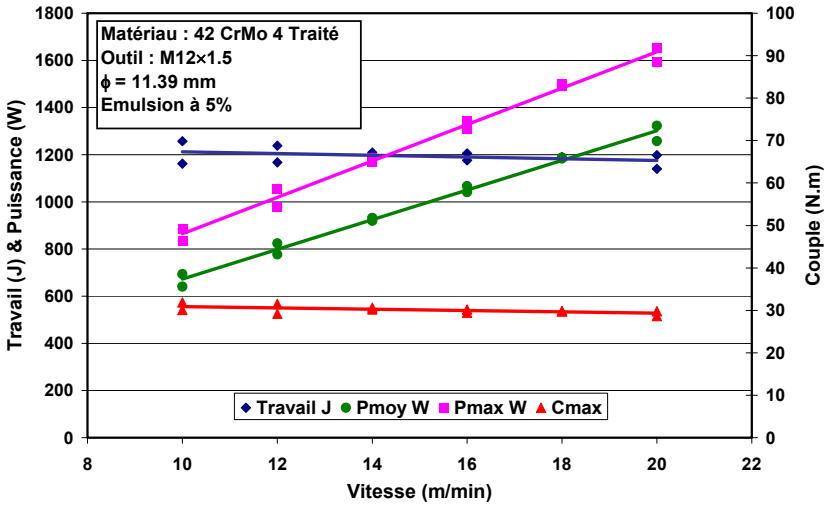


Figure 1.17 : Analyse énergétique du cycle de taraudage.

Comme précédemment, les couples reportés sont constants. Les puissances mises en jeu augmentent linéairement de l'ordre de 100% entre 10 et 20 m/min pour atteindre 1600 W au maximum à 20 m/min. Cela corrèle l'apparition d'une quantité de chaleur suffisamment concentrée pour générer des températures supérieures à la température d'ébullition de l'émulsion, c'est à dire supérieure à environ 100°C. La vitesse de 18 m/min peut donc être considérée comme une limite supérieure à l'opération de taraudage avec l'émulsion utilisée. La durée de vie de l'outil doit se trouver affectée par la température.

Il faut noter que, pour le procédé étudié, la chaleur dégagée suite au travail de déformation de la matière n'est pas évacuée par des copeaux. Cependant, la conduction de celle-ci dans la pièce paraît aisée. La concentration de la chaleur dans les zones de contact pièce-outil, tels que les lobes, n'engendre pas des températures supérieures à 500°C puisque aucune transformation de phase ne se produit sur les filets (voir **Chapitre 3**). De plus, pour les températures supérieures à 500°C, le matériau d'outil utilisé perd ses qualités de dureté à chaud.

Malgré l'évolution considérable de la puissance, le travail fourni pour former une quantité de filet identique est constant pour les vitesses de taraudage allant de 10 à 20 m/min. Mais sans doute la répartition de cette énergie en travail de déformation et quantité de chaleur est-elle différente.

Cette série d'essais permet de formuler trois hypothèses :

- soit les vitesses de déformation lors du taraudage sont faibles du fait qu'une variation de 100% de la vitesse de taraudage ne donne pas lieu à un changement du couple, lié à la contrainte d'écoulement du matériau ;
- soit la viscosité du matériau est compensée par l'adoucissement thermique ;
- soit la sensibilité de la contrainte d'écoulement du matériau utilisé à la vitesse de déformation est faible.

La loi de comportement de Johnson-Cook de l'acier 42 CrMo 4 établie par V. Grolleau [**Gro_96**], chiffre à 12.6 % l'augmentation de la contrainte d'écoulement entre les vitesses de déformation $1\,s^{-1}$ et $10^4\,s^{-1}$ (cf. **Annexe IV**). Cela accrédite la dernière hypothèse, l'ordre de grandeur des vitesses de déformation reste toutefois inconnu.

Dans le domaine des vitesses de taraudage accessibles avec les moyens de cette étude, les phénomènes observés sont donc monotones comme ceux qui ont été établis par S. Agapiou [**Aga_94**] lors de ses travaux sur le taraudage par déformation d'alliage d'aluminium à grande vitesse (jusqu'à 180 m/min).

1.5.2 Effet du diamètre d'avant-trou

Le diamètre d'avant-trou ϕ apparaît comme le paramètre fondamental de l'opération. La déformation plastique de la matière ayant lieu à volume constant, il ne faut pas déformer trop de matière pour ne pas rompre l'outil par manque de place nécessaire à l'écoulement de l'acier entre les filets du taraud.

Le filet est forcément incomplet et le taux de remplissage du filet est purement géométrique ; cela échappe à l'état métallurgique de l'acier comme en témoigne la **Figure 1.18** où il apparaît que le coefficient de corrélation entre le diamètre d'avant-trou et l'aire mesurée du filet formé est le même, indifféremment que l'acier soit traité ou recuit.

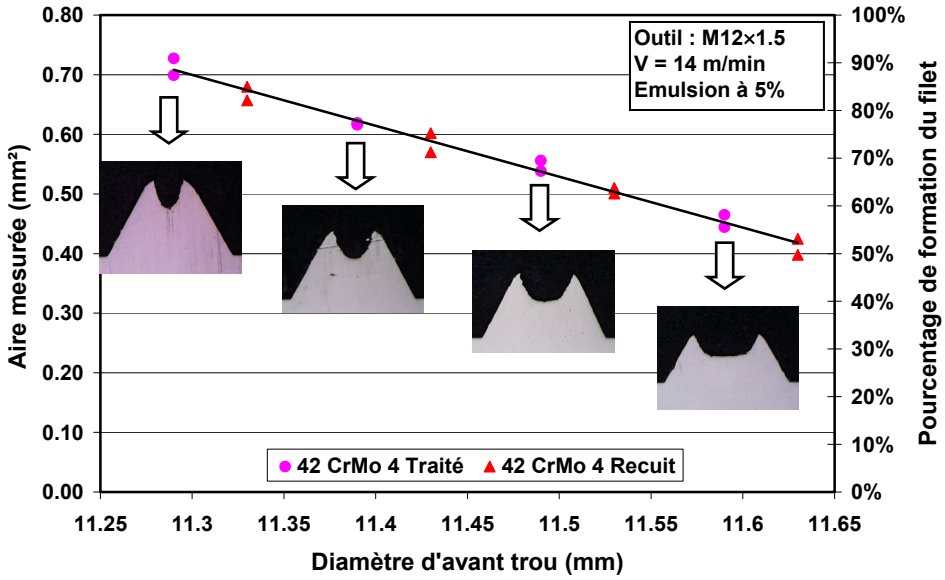


Figure 1.18 : Corrélation du diamètre d'avant-trou avec l'aire mesurée et le pourcentage de formation du filet.

Le pourcentage de formation d'un filet est le rapport entre l'aire du filet formé et la surface d'un filet normalisé obtenu par coupe. S. Agapiou [**Aga_94**] propose des modèles

analytiques du pourcentage de formation, ceux-ci sont explicités dans le **Chapitre 2**. Les essais conduits à différents diamètres d'avant-trou présentés à la **Figure 1.19**, montrent l'effet direct de ce paramètre sur le couple de taraudage : former un filet à 82% au lieu de 52%, s'accompagne d'une augmentation de 17 N.m soit plus de 100% des 15 N.m nécessaires à former un filet à 52%.

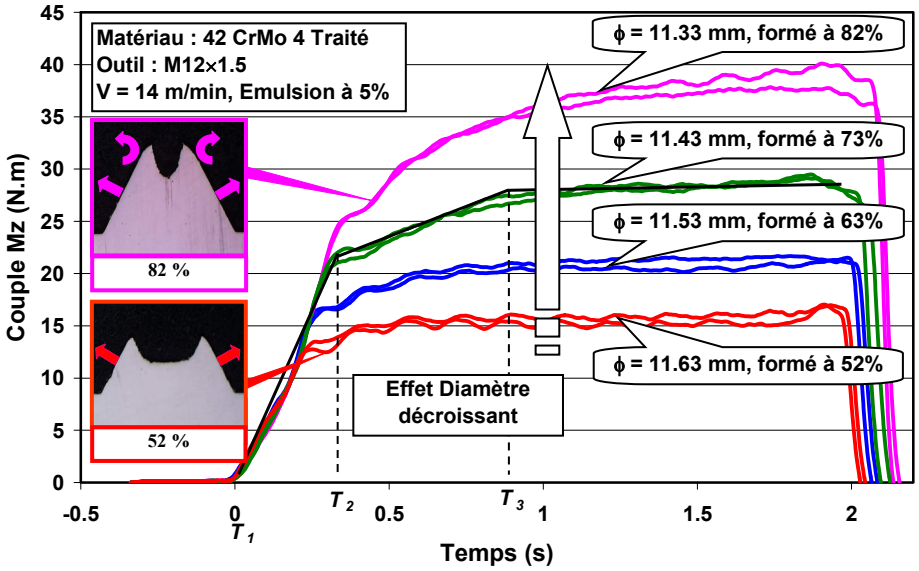


Figure 1.19 : Cycle de taraudage à différents diamètres d'avant-trou.

L'analyse des grandeurs énergétiques définies lors de l'étude de l'influence de la vitesse conduit aux résultats présentés à la **Figure 1.20**. Le travail, fonction du pourcentage de filet formé, croît linéairement de 700 J pour un filet formé à 52% jusqu'à 1400 J pour le filet à 80%, soit une progression de 100% de l'énergie nécessaire à l'opération de taraudage. Les puissances et le couple subissent une augmentation similaire. Cela se justifie par l'évolution du volume de matière déformé qui n'est pas le même.

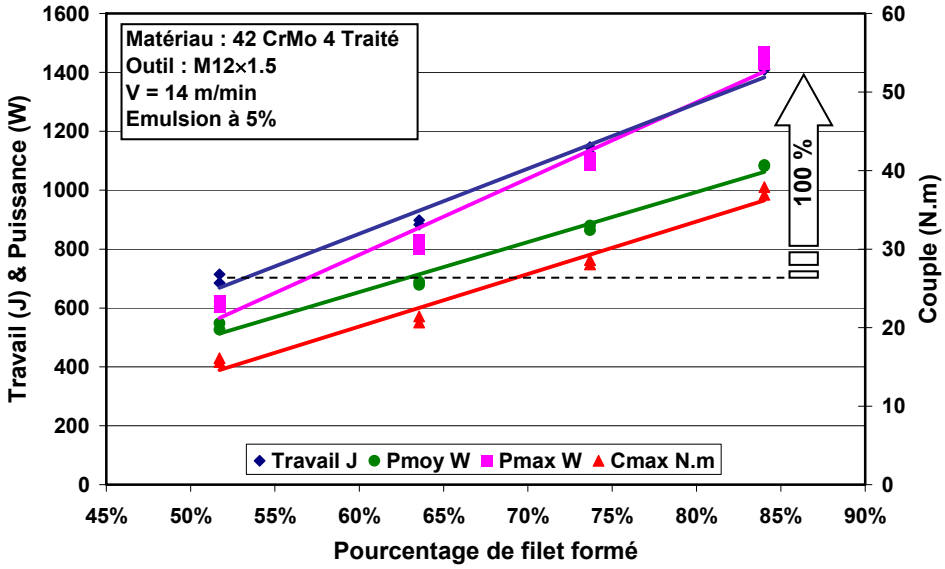


Figure 1.20 : Energie & puissance pour le taraudage à D variable.

Concernant le travail nécessaire pour former un filet, il serait intéressant de connaître le volume déformé pour chaque diamètre d'avant-trou afin de calculer l'énergie volumique moyenne pour les différents diamètres et de voir comment cette grandeur évolue. Cependant, l'évaluation de ce volume n'est pas facile. Il faut faire la part du volume de matière déformée et du volume uniquement déplacé. Cette mesure pourrait se faire sur les micrographies des filets (cf. **Chapitre 3**).

L'analyse du cycle du couple a été abordée sommairement au **§1.3**. L'étude de la phase transitoire du couple, présentée à la **Figure 1.19**, révèle l'existence de deux régimes transitoires. Ces deux régimes apparaissent quel que soit le diamètre d'avant-trou. Le premier régime, de la date T_1 à la date T_3, pendant lequel l'augmentation du couple est le plus important, est directement lié à l'entrée du taraud dans la matière. Le deuxième régime, de la date T_2 à la date T_3, est, quant à lui, lié à la conicité arrière du taraud qui est de l'ordre de quelques 1/100ème de mm pour 10 mm. Dans ces conditions, à la date T_3, la diminution du diamètre de l'outil devient supérieure au retour élastique et le couple est en régime permanent. La **Figure 1.21** présente la durée des différents régimes. La durée T_3-T_2 de ce régime s'allonge avec le pourcentage de formation du filet. Le retour élastique est donc d'autant plus important que le filet est plus formé.

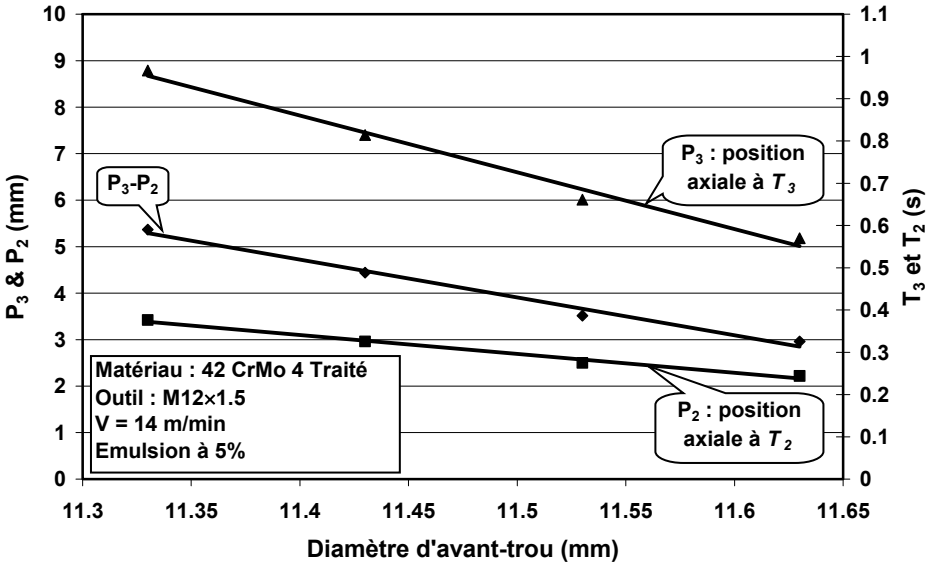


Figure 1.21 : Durée des états transitoires.

Après la date T_3, le couple n'évolue guère. Pour un filet peu formé, à 52% par exemple, la dépouille de taraud est suffisante pour que la surface sur flanc de contact entre le taraud et la pièce n'augmente plus. Le couple devient alors rapidement constant. Par contre, pour un filet formé de manière importante, la matière est venue s'écouler jusqu'à entrer en contact avec l'âme du taraud et ensuite elle est déformée dans la direction axiale, comme l'indiquent les images à la **Figure 1.19**. Cette partie haute des flancs du filet, du fait de son chemin de déformation et de sa souplesse plus importante relativement à la base du filet, est donc soumise a un retour élastique supérieur, expliquant les longs régimes transitoires de durée T_3-T_2 pour le filet formé à 82%.

En conséquence, l'augmentation du couple après la date T_1 est entièrement liée aux frottements qui apparaissent entre le taraud et la matière sur la partie guide de l'outil. L'énergie nécessaire uniquement pour former le filet peut donc être dissociée de celle qui

résulte du frottement. La **Figure 1.22** représente la répartition du travail du couple de taraudage entre ces deux types d'énergie lors d'un cycle de taraudage.

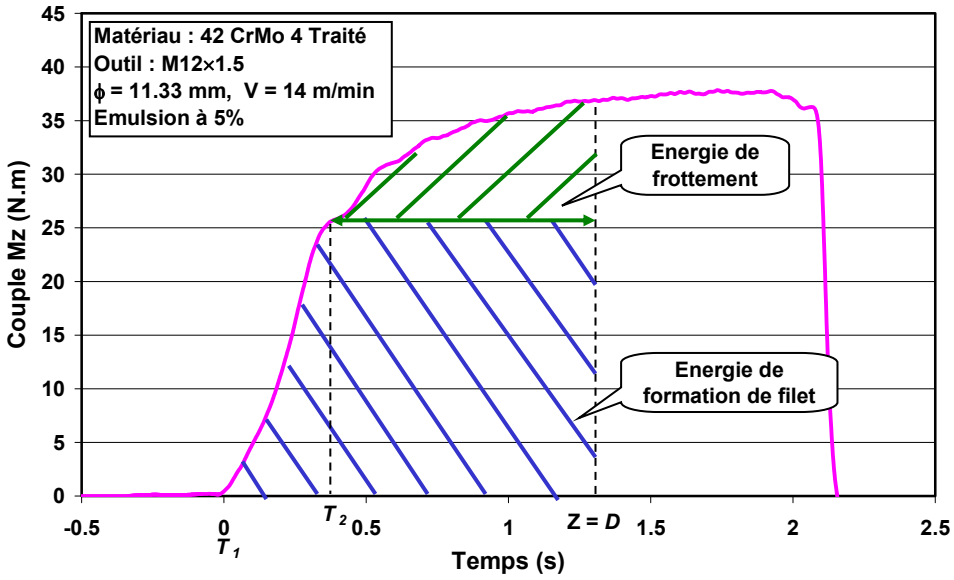


Figure 1.22 : Répartition du travail du couple de taraudage sur un cycle.

La **Figure 1.23** présente la répartition du travail du couple de taraudage entre l'énergie nécessaire à la formation du filet et l'énergie dissipée par frottement lors d'un taraudage d'une profondeur égale à une fois le diamètre, ceci en fonction du pourcentage de filet formé.

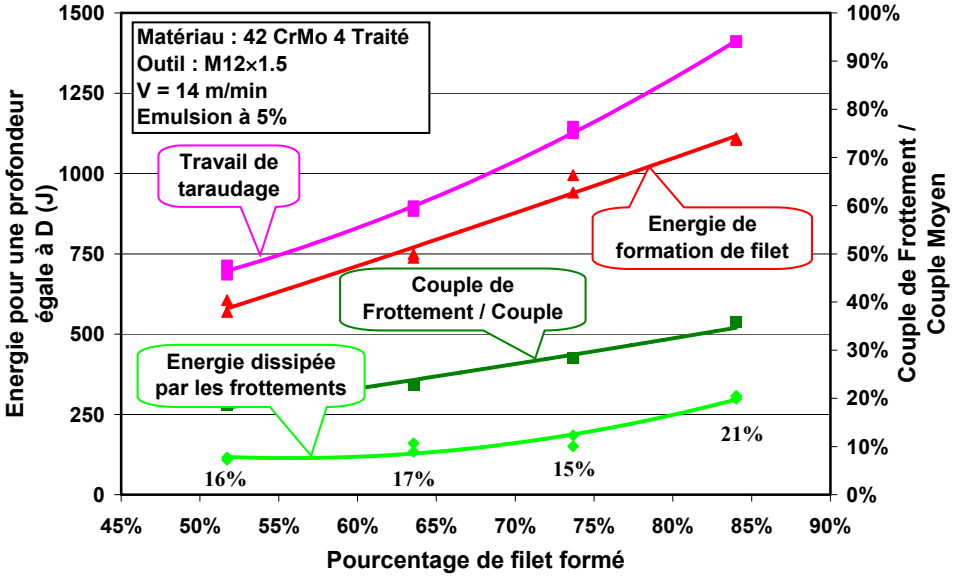


Figure 1.23 : Energie dissipée par frottement en fonction du pourcentage de formation du filet.

Cette démarche permet d'établir qu'en moyenne, pour un filet formé à moins de 75%, 16% de l'énergie résulte des frottements. Pour un filet davantage formé - la matière venant au contact du diamètre intérieur du taraud - cette proportion s'élève alors à 21%. Cette

quantification est toutefois liée aux grandeurs utilisées, à savoir l'énergie sur la base d'un trou taraudé de profondeur égale à une fois le diamètre nominal *D*. S'il est considéré une profondeur plus importante, la proportion d'énergie dissipée par frottement tend vers la limite égale au ratio *Couple de Frottement* sur *Couple Moyen* (cf. **§1.3.1**). Dans le cas des filets les plus formés, cette limite atteint alors 36%. Ces quantités sont importantes relativement à la fonction première qui est de former le filet. D'autre part, l'énergie de formation de filet augmente linéairement et de façon beaucoup plus importante que l'énergie dissipée par frottement.

Il apparaît que le frottement est fondamental dans l'opération de taraudage par déformation. A ce stade, uniquement le frottement sur la partie guide est quantifiable, mais cela permet de présager l'importance de celui-ci dans l'entrée du taraud, c'est-à-dire pendant la formation du filet. L'étude de ce problème passe inévitablement par celle de la lubrification et des revêtements qui sera abordée au **Chapitre 4**.

Le diamètre d'avant-trou a donc un effet important sur le couple et l'énergie de l'opération de taraudage, et par conséquent sur la durée de vie de l'outil, bien qu'elle ne soit pas quantifiée. Ne pas trop former le filet permet d'envisager un fréquentiel outil plus long. Toutefois, il faut former un minimum la section du filet, ceci afin d'assurer sa résistance et le montage. La mise en œuvre de ce dernier peut dans le cas de la grande série reposer sur des visseuses automatiques, et donc la vis peut être engagée dans le creux du sommet du filet, qui constitue aussi une hélice, s'il est trop grand. Cela conduit alors au blocage du système de vissage et à des arrêts de production. La valeur maximale du diamètre d'avant-trou est donc un compromis. Vouloir former des filets au maximum afin d'assurer leur fonctionnalité entraîne forcément des problèmes de fiabilité sur l'opération de taraudage. Il faut considérer que le diamètre d'avant-trou a lui aussi une tolérance, et que, si le diamètre d'avant-trou est trop faible, le risque est la casse du taraud, la matière n'ayant plus le volume nécessaire pour s'écouler. Ceci détermine une valeur minimale du diamètre de perçage. La maîtrise de la réalisation de l'avant-trou est donc primordiale à la réussite de l'opération de taraudage par déformation.

1.5.3 Modélisation analytique

1.5.3.1 Méthodologie & résultats

La modélisation proposée dans ce chapitre ne repose pas sur des lois de thermomécanique qui prédiraient l'écoulement du matériau. Il s'agit d'identifier un modèle phénoménologique ou externe à partir des essais précédents. Le modèle retenu est de forme polynomiale, du 1er ordre, comme l'indique la **Figure 1.24**. Il est apparu qu'une telle loi était à même de suivre l'évolution du travail, de la puissance moyenne et maximale, et du couple maximum pour un cycle de taraudage d'une profondeur de $1\times D$ en fonction des paramètres que sont la vitesse de taraudage V, le diamètre d'avant-trou ϕ, la dureté Vickers HV_{10} du matériau.

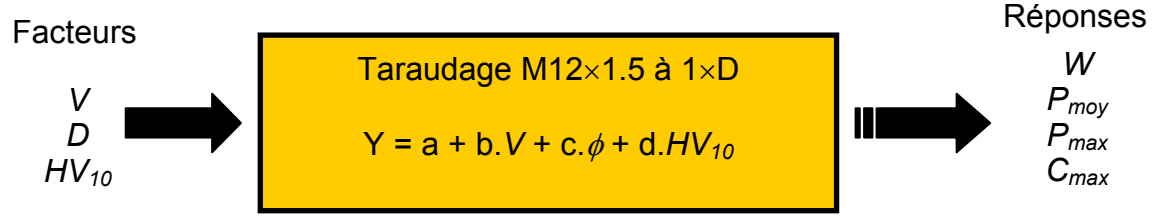


Figure 1.24 : Entrées et sorties du système modélisé.

La méthodologie retenue pour cette modélisation est celle des plans d'expériences. Les niveaux des facteurs sont présentés dans le **Tableau 1.5**.

Facteurs	***Nb. de Niveaux***	***N. 1***	***N. 2***	***N. 3***	***N. 4***	***N. 5***	***N. 6***
V (m/min)	6	10	12	14	16	18	20
ϕ (mm)	4	11,3	11,4	11,5	11,6		
HV_{10}	2	214	280				

Tableau 1.5 : Niveaux des facteurs du plan d'expériences.

Nombre de degrés de liberté du modèle : 4 ddl

Nombre d'essais du plan complet : $6 \times 4 \times 2 = 48$

Nombre d'essais minimum pour le plan orthogonal : $3 \times 2^3 = 24$

Sur les 24 essais nécessaires afin que le plan soit orthogonal, seulement 18 essais ont été réalisés par manque d'éprouvette. Les essais ont été conduits deux fois afin de s'assurer de la répétabilité des mesures. Par ailleurs, le réglage de la tête à aléser étant relatif, le diamètre de l'avant-trou n'est pas exactement à la valeur du niveau souhaité pour les éprouvettes de différentes duretés. Toutefois, les valeurs effectives des diamètres alésés ont été utilisées pour les calculs de régression multilinéaire des constantes du modèle. Malgré ceci, la matrice de covariance $({}^tA.A)^{-1}$, explicitée ci-dessous, est relativement bien conditionnée et justifie la pertinence de ce calcul. La méthode d'identification des coefficients des modèles est la suivante :

Chaque essai donne une équation (i) : $Y_i = a + b.\ V_i + c.\ \phi_i + d.\ HV_i$ où a, b, c & d sont les inconnues. Le système surdéterminé à n équations (n > 4 ddl) peut s'écrire sous forme matricielle (1.8).

$$\underbrace{\begin{pmatrix} 1 & V_1 & \phi_1 & HV_1 \\ .. & .. & .. & .. \\ .. & .. & .. & .. \\ 1 & V_n & \phi_n & HV_n \end{pmatrix}}_{A} \cdot \underbrace{\begin{pmatrix} a \\ b \\ c \\ d \end{pmatrix}}_{X} = \underbrace{\begin{pmatrix} Y_1 \\ .. \\ .. \\ Y_n \end{pmatrix}}_{B} \qquad (1.8)$$

X est la matrice des inconnues à calculer, et A n'est pas une matrice carrée. La multiplication à gauche, membre à membre, par sa transposée résoud ce problème :

$${}^tA.A.\ X = {}^tA.B \text{ d'où la solution } X = ({}^tA.A)^{-1}.\ ({}^tA.B) \qquad (1.9)$$

Cette solution correspond au critère des moindres carrés, c'est-à-dire que c'est la solution (a,b,c,d) qui minimise la somme des erreurs aux carrés, comme explicitée par les équations (1.10) et (1.11).

$$e_i = Y_i - a - b.V_i - c.\phi_i - d.HV_i \qquad (1.10)$$

$$E = \sum_{i=1}^{i=n} e_i^2 \tag{1.11}$$

Les résultats numériques de ces calculs, équations (1.12), ont conduit aux modèles des grandeurs recherchées. Les expressions des modèles sont formulées de sorte que les constantes soient homogènes à la grandeur modélisée, c'est-à-dire que les paramètres réduits sont utilisés.

$$\begin{aligned}
W &= 24293 - 34\frac{V}{V_{ref}} - 24240\frac{\phi}{\phi_{ref}} + 910\frac{HV}{HV_{ref}} \\
P_{moy} &= 17790 + 933\frac{V}{V_{ref}} - 18674\frac{\phi}{\phi_{ref}} + 729\frac{HV}{HV_{ref}} \quad \text{où} \quad V_{ref} = 15\,m/min \\
P_{\max} &= 27462 + 1133\frac{V}{V_{ref}} - 28412\frac{\phi}{\phi_{ref}} + 799\frac{HV}{HV_{ref}} \qquad \phi_{ref} = 11.46\,mm \\
C_{\max} &= 738 - 2,35\frac{V}{V_{ref}} - 732\frac{\phi}{\phi_{ref}} + 20,4\frac{HV}{HV_{ref}} \qquad HV_{ref} = 244\,HV_{10}
\end{aligned} \tag{1.12}$$

L'erreur de modélisation, c'est-à-dire l'écart entre les valeurs données par le modèle et la mesure, est quantifiée de la manière suivante :

- Erreur absolue maximale = max [|Y $_{\text{modèle}}$ (i)-Y $_{\text{mesuré}}$ (i)|]
- Erreur absolue moyenne =<|Y $_{\text{modèle}}$ (i)-Y $_{\text{mesuré}}$ (i)|>
- Erreur relative maximale = $\max\left[\left|\frac{Y_{\text{modèle(i)}} - Y_{\text{mesuré(i)}}}{Y_{\text{mesuré(i)}}}\right|\right]$
- Erreur relative moyenne = $<\left|\frac{Y_{\text{modèle(i)}} - Y_{\text{mesuré(i)}}}{Y_{\text{mesuré(i)}}}\right|>$

Les valeurs des erreurs définies ci-dessus pour les différents modèles se trouvent dans le **Tableau 1.6**.

	Err. abs. moy.	Err. abs. max.	Err. rel. moy.	Err. rel. max.
W	28 J	78 J	3%	7%
Pmoy	19 W	56 W	2%	6%
Pmax	30 W	128 W	3%	10%
Cmax	4,5 N.m	7 N.m	18%	27%

Tableau 1.6 : Erreurs de modélisation.

L'analyse de la variance a été faite pour toutes les grandeurs afin d'évaluer la significativité des facteurs des modèles, c'est-à-dire de savoir si un facteur a bien un effet supérieur à l'erreur du modèle, le résidu. Le récapitulatif de cette analyse se trouve dans le **Tableau 1.7**.

W

Source	S.C.	ddl	Variances	Fexp	Fthéo.	Significatif
V	28	1	28	0,58	4,2	N
Diamètre	40656	1	40656	836	4,2	O
HV_{10}	15993	1	15993	329	4,2	O
Résidus	1361	32-4	49			

Cmax

Source	S.C.	ddl	Variances	Fexp	Fthéo.	Significatif
V	0,13	1	0,13	0,15	4,2	N
Diamètre	37,13	1	37,13	40,69	4,2	O
HV_{10}	8,01	1	8,01	8,77	4,2	O
Résidus	25,55	32-4	0,91			

Pmoy

Source	S.C.	ddl	Variances	Fexp	Fthéo.	Significatif
V	21274	1	21274	875	4,2	O
Diamètre	24130	1	24130	993	4,2	O
HV_{10}	10242	1	10242	421	4,2	O
Résidus	681	32-4	24			

Pmax

Source	S.C.	ddl	Variances	Fexp	Fthéo.	Significatif
V	31394	1	31394	465	4,2	O
Diamètre	55857	1	55857	827	4,2	O
HV_{10}	12309	1	12309	182	4,2	O
Résidus	1891	32-4	68			

Tableau 1.7 : Analyse de la variance.

1.5.3.2 Discussion

La modélisation explicitée ci-dessus, permet de chiffrer ce qui, pour une part, a déjà été décrit qualitativement dans les paragraphes **§1.5.1** et **§1.5.2**. La précision des modèles établis est tout à fait convenable, sauf en ce qui concerne le couple maximum de l'opération. Pour cette réponse, l'erreur relative moyenne commise par le modèle avoisine les 20% (**Tableau 1.6**). Cela tient en partie à sa mesure qui est particulièrement soumise au bruit. Il y aurait beaucoup moins d'incertitude à mesurer un couple moyen en régime permanent.

Le diamètre d'avant-trou est le facteur dominant, c'est lui qui a le plus d'effet quelle que soit la réponse observée. Son effet est numériquement négatif, c'est-à-dire que l'énergie, par exemple, augmente quand il diminue.

L'analyse de la variance, **Tableaux 1.7**, montre que la vitesse de taraudage n'a pas d'effet significatif sur le travail et sur le couple maximum d'un cycle (**Figure 1.17**). Cela est en accord avec le fait que les constantes associées à ce facteur pour ces deux réponses sont d'un ordre bien inférieur aux autres constantes. Par contre, l'effet de la vitesse est bien significatif sur la puissance moyenne et maximale, et même davantage que la dureté de l'acier traité. L'utilité de ces réponses en puissance tient dans le fait qu'elles sont les seules à rendre compte de l'effet de la vitesse. Mais le travail et le couple maximum pourraient donc être modélisés uniquement en fonction des facteurs diamètre et dureté.

2 ETAT DE L'ART

2.1 Les différents procédés de filetage

Le taraudage par déformation est une technique un peu particulière dans le sens où elle pourrait être plus utilisée mais n'est pas acceptée par tous les secteurs de l'industrie mécanique. Cette originalité est l'occasion de faire un bilan comparé des différentes techniques de réalisation d'un filetage cylindrique intérieur et extérieur dans les matériaux métalliques. Les procédés recensés sont les suivants :

- le taraudage par coupe
- le taraudage par déformation
- le taraudage à l'enfilade
- le filetage à la filière
- le filetage à l'outil coupant sur tour
- le tourbillonnage
- le filetage à la fraise
- le roulage
- la rectification
- l'électroérosion

Les deux premières techniques de taraudage ont été décrites au **Chapitre 1**. A la vue du nombre faible de publications scientifiques, l'ensemble de ces techniques est peu étudié, seul le taraudage par coupe fait l'objet d'un peu d'intérêt. Le chapitre **§2.1** est une description technologique des procédés de filetage cylindrique et ne rend pas compte de travaux scientifiques qui au demeurant sont quasi inexistants.

2.1.1 Taraudage à l'enfilade

Le taraudage à l'enfilade est une technique de taraudage par coupe en continu, appliquée aux pièces de petite dimension : il n'y a pas d'inversion du sens de rotation de l'outil. Typiquement, cette technique est utilisée pour tarauder les écrous en grande série.

Le taraud utilisé possède un chanfrein d'entrée très long, jusqu'à 50 filets, et un corps d'outil qui est courbé à son extrémité, comme le montre la **Figure 2.1**. Le taraud est entraîné en rotation par un doigt qui agit sur le corps courbé. Ce sont les écrous en cours de taraudage qui maintiennent l'outil. Les écrous se translatent donc le long du taraud et sont bloqués en rotation par le rail de guidage. Lorsque qu'un écrou traverse la partie filetée du taraud, il évolue le long du corps puis est évacué du fait de la force centrifuge. L'écrou passe donc entre le doigt et le corps du taraud courbé.

Cette technique a l'avantage de tarauder des pièces en grande quantité, toutefois la qualité du filetage n'est pas optimum, l'outil étant flottant. Pour ces raisons, la technique du taraudage à l'enfilade et par déformation se développe.

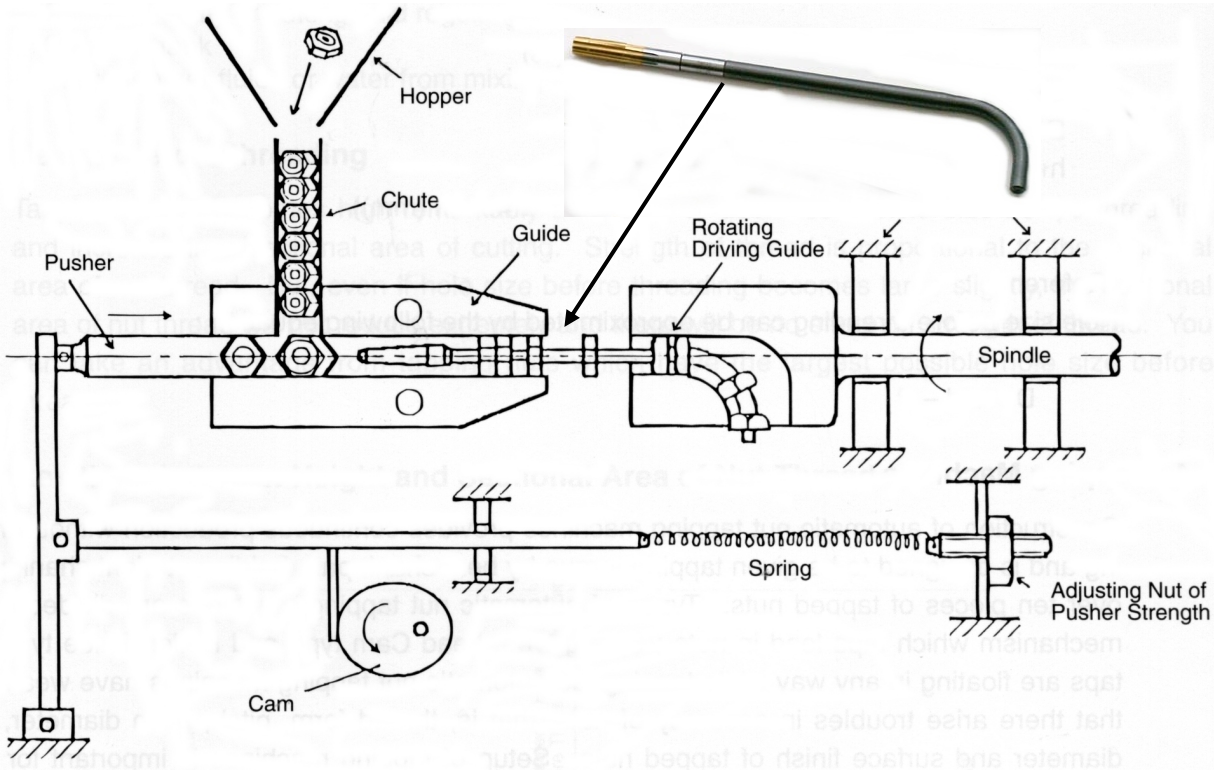


Figure 2.1 : Taraudage à l'enfilade [**Doc. Sakaï**].

2.1.2 Filetage à la filière

Une filière est au filet extérieur ce qu'est le taraud au filet intérieur. C'est donc un outil de coupe qui a de multiples arêtes de coupe sur un tour et dont le profil croît dent par dent. L'outil est disposé centré sur l'arbre à fileter ; il y a un mouvement de rotation et de translation de l'un ou de l'autre, ce qui se traduit donc par un mouvement d'ensemble relatif entre les deux qui est une hélice circulaire dont le pas est égal à celui du filet usiné.

Ce type d'outil peut être mis en œuvre à la main mais aussi sur tour. Cette technique est utilisée dans l'industrie du décolletage. La technique de base consiste à usiner le filet avec la filière, puis à dévisser l'outil de la pièce comme cela se fait avec un taraud.

Afin d'éviter l'opération de dévissage de l'outil du filet usiné, il existe des filières à déclenchement : les peignes sont escamotables, ce qui permet donc un retrait rapide de l'outil par une simple translation. Il existe des filières à peignes radiaux, dont le mode de dégagement est donc similaire à un outil de filetage sur tour et des filières à peignes tangentiels.

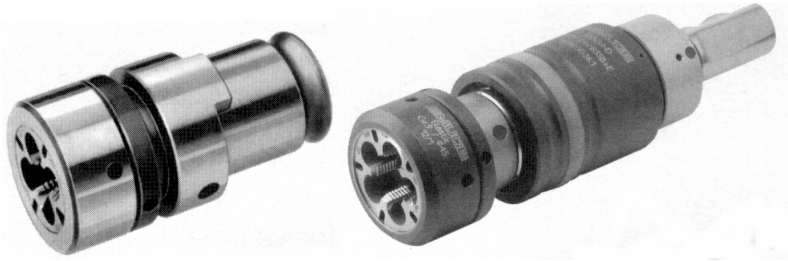


Figure 2.2 : Filières machines.

2.1.3 Filetage à l'outil coupant sur tour

Cette technique par enlèvement de matière est bien connue. Sur un tour, cela consiste à faire tourner la pièce afin de produire le mouvement de coupe et à translater axialement l'outil. La combinaison de ce mouvement d'avance et du mouvement de coupe est donc une hélice circulaire. L'outil utilise une arête de coupe dont la forme est celle du profil du filet à usiner. Comme toutes les techniques de filetage à l'outil coupant, il s'agit de travail de forme. C'est un procédé à section coupée constante, mais la vitesse de coupe peut être maintenue constante pendant le cycle contrairement au taraudage.

Il n'est pas possible de réaliser l'ébauche d'un filet en une seule passe. Il existe plusieurs types de cycle d'ébauche, présentés à la **Figure 2.3**, qui privilégient l'une ou l'autre des arêtes de coupe de l'outil, la profondeur de chaque passe pouvant être constante ou évoluer progressivement. La prise de passe radiale conduit à une section de copeau défavorable à son écoulement. Cependant, cette configuration de travail de l'outil est inévitable lors de la finition de deux flancs, mais alors la profondeur de passe est faible.

Il existe diverses technologies d'outils, qui sont en majorité des outils en carbure de tungstène. Toutefois, il existe aussi des plaquettes avec insert en nitrure de bore cubique pour le filetage dans les matériaux durs. Une plaquette carbure peut aussi servir à la réalisation de filets de pas et de tailles différents. Dans ce cas, un jeu de cales supports de plaquette permet de modifier l'angle de dépouille en changeant l'inclinaison sur le porte-outil. Les plaquettes à deux dents ou plus permettent de réduire le nombre de passes nécessaire à la réalisation du filet.

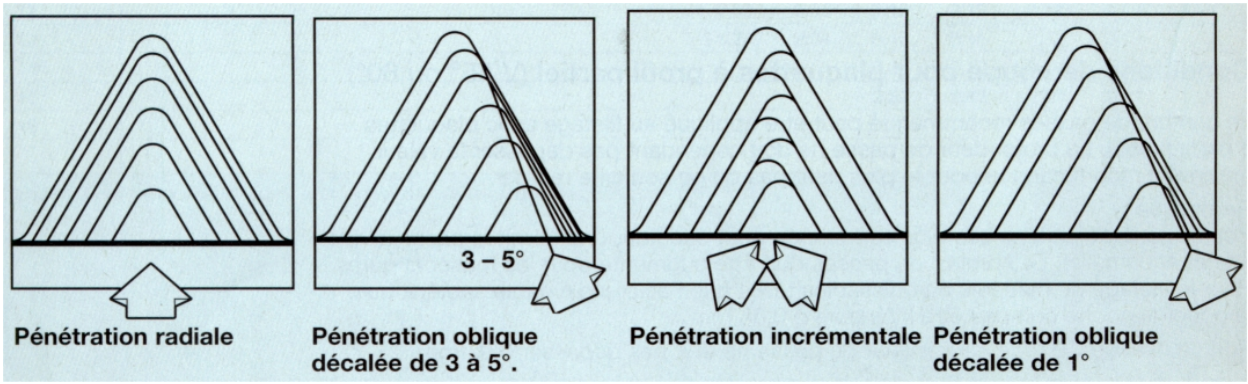


Figure 2.3 : Mode de pénétration de l'outil en filetage [**Doc. Sandvik**].

Le filetage sur tour est adapté à la réalisation de filet intérieur et extérieur, de toutes formes (triangulaire, carré, rond), sur des pièces mécaniques de révolution telles que les arbres dont le filet n'est pas la seule surface à réaliser.

2.1.4 Tourbillonnage

Le tourbillonnage est une technique d'usinage de filet avec une cinématique particulière, cf. **Figure 2.4**. Le mouvement de coupe est transmis par une couronne qui porte plusieurs outils à une seule arête de coupe. La pièce cylindrique à usiner est animée d'un mouvement de translation et d'une rotation de faible vitesse autour d'un axe excentré de celui de la couronne et incliné de l'angle d'hélice. C'est la combinaison des deux mouvements de la pièce qui produit l'hélice cylindrique. Cette opération existe en intérieur et en extérieur comme le montre la **Figure 2.4**. La valeur de l'excentration permet de

régler la profondeur de passe et donc la cote sur flanc du filet. C'est un procédé à section coupée variable donc les copeaux sont courts et le contrôle de l'écoulement de ceux-ci est beaucoup moins problématique qu'avec le filetage sur tour ou avec une filière.

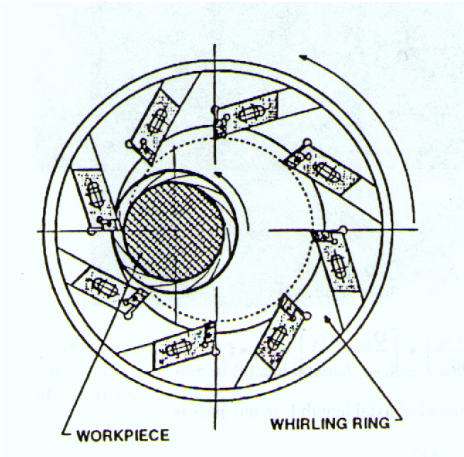


Figure 2.4 : Principe du tourbillonnage [**MetCut**].

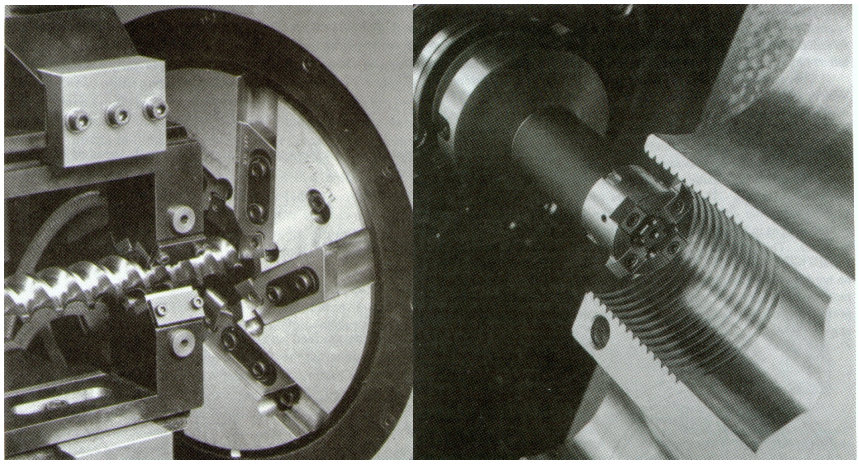


Figure 2.5 : Tourbillonnage extérieur et intérieur [**MetCut**].

L'avantage de cette technique est de limiter l'inertie en rotation car ce n'est pas la pièce qui donne le mouvement de coupe. Le tourbillonnage est reconnu pour sa rapidité. Elle s'explique par la multitude d'outils, la grande vitesse de coupe et les profondeurs de passes élevées qu'il est possible de prendre car les copeaux sont courts et la rigidité des machines est importante. Elle est donc adaptée au filetage de vis de grande longueur et l'usinage des vis à billes est l'application la plus répandue.

2.1.5 Filetage à la fraise

Le filetage à la fraise en intérieur est un procédé d'usinage qui, sur le plan cinématique, est rigoureusement identique au procédé de tourbillonnage intérieur. L'environnement d'utilisation de ces deux procédés est toutefois différent (type de machine, type de pièce, nature des outils) et le filetage à la fraise en extérieur diffère légèrement, ce qui justifie de garder la distinction entre ces deux procédés.

Le filetage à la fraise s'utilise essentiellement sur centre d'usinage. La fraise possède un ou plusieurs profils du filet sans hélice et la broche lui donne le mouvement de coupe. La machine déplace l'axe de l'outil suivant une trajectoire hélicoïdale égale au pas du filet

pour réaliser l'hélice de celui-ci. La **Figure 2.6** décrit un cycle avec une fraise filetée sur toute sa hauteur. Le cycle comporte un déplacement suivant une hélice sur un demi-tour pour engager l'outil dans la matière, puis un tour entier pour usiner complètement le filet, et enfin un second demi-tour pour dégager l'outil. En pratique, l'engagement radial est souvent trop important, à la vue du pas du filet et de la dureté du matériau, pour usiner le filet avec une interpolation hélicoïdale sur un seul tour. En général, deux ou trois interpolations avec un engagement progressif sont nécessaires. Cette technique est utilisable à l'identique pour usiner un filet intérieur ou un filet extérieur.

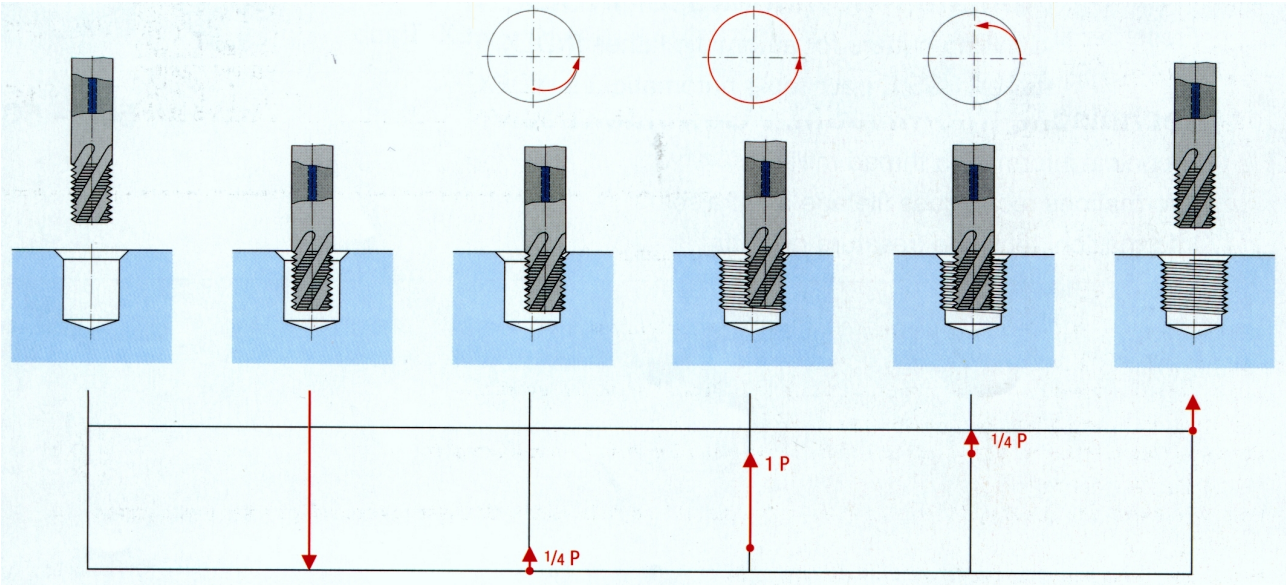


Figure 2.6 : Cycle de filetage à la fraise [**Doc. Emuge**].

Il existe différentes technologies d'outils comme le montre la **Figure 2.7**. Il y a les fraises en carbure monobloc avec plusieurs dents qui permettent une bonne productivité. Il existe aussi les fraises à plaquette amovible munie d'un seul peigne fileté ou de plusieurs pour les fraises de grande dimension et l'outil monograin. Dans le cas de l'utilisation de ce dernier, il faut évidemment faire une interpolation hélicoïdale sur un grand nombre de tours afin d'usiner le filet sur toute sa hauteur. Cette configuration est quasi identique à celle du tourbillonnage intérieur, à la différence près que l'outil a 4 dents.

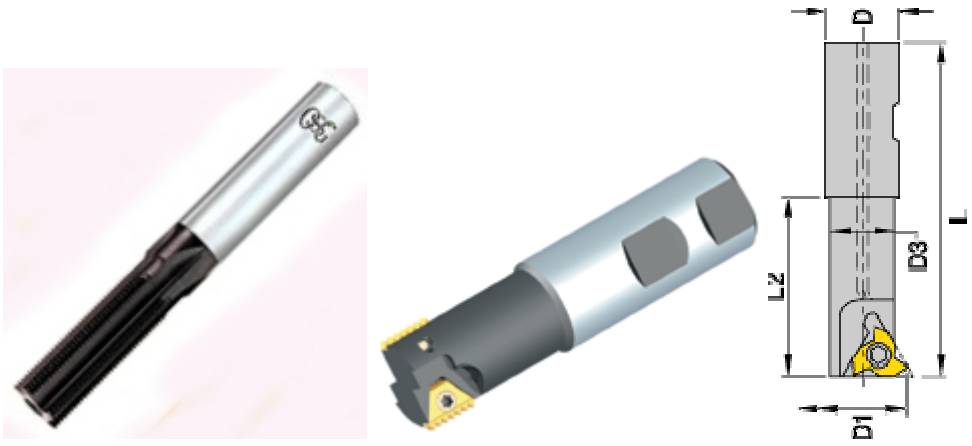


Figure 2.7 : Différentes technologies de fraise à fileter [**Doc. OSG et Kennametal**].

La réalisation d'un filetage intérieur nécessite forcément l'usinage préalable de l'avant-trou. Des constructeurs proposent donc des outils étagés assurant différentes fonctions

qui peuvent être chanfreinage + filetage ou perçage + chanfreinage + filetage. L'utilisation de ce type d'outil, expliqué à la **Figure 2.8**, permet de réduire le nombre et les changements d'outil sur machine donc de diminuer les temps de cycle associés aux opérations. Toutefois, de tels outils sont adaptés uniquement aux matériaux qui posent peu de problèmes d'usinage.

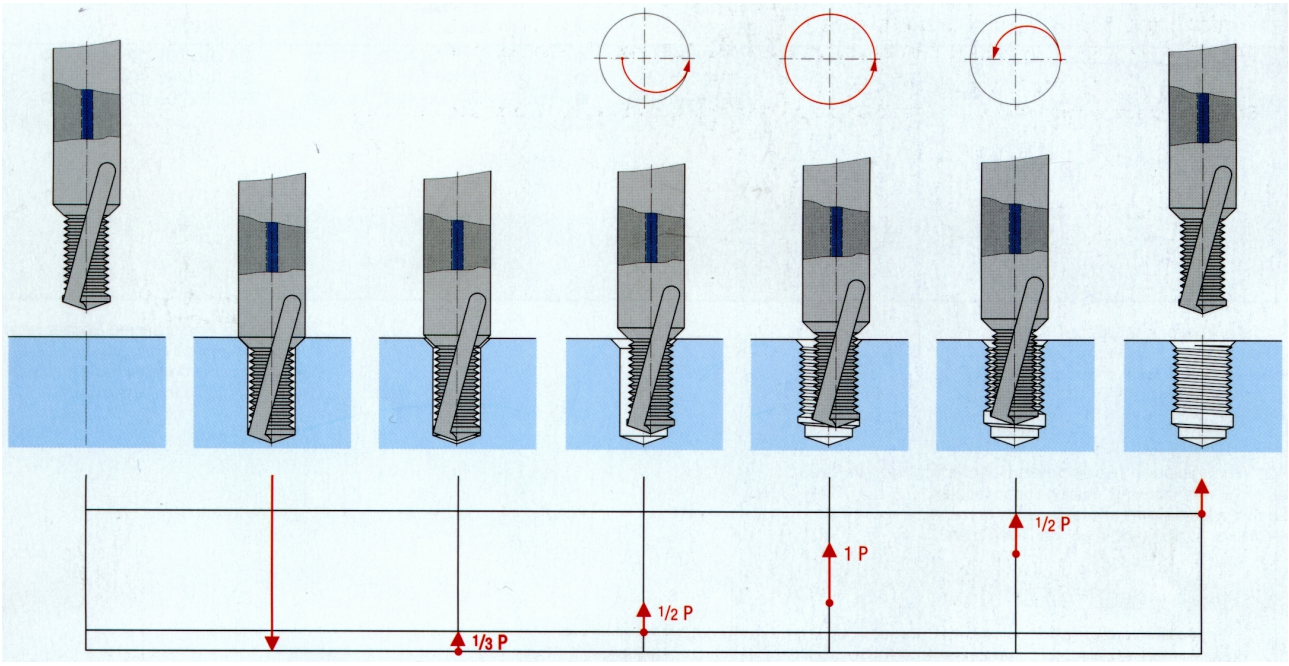


Figure 2.8 : Fraise à percer, chanfreiner et fileter [**Doc. Emuge**].

Cette technique a pour avantage de permettre d'avoir une vitesse de coupe constante et donc importante, contrairement au taraudage. Elle est donc intéressante pour le filetage dans des matériaux à faible usinabilité comme les alliages de titane par exemple. Le bris d'un outil s'avère beaucoup moins critique qu'en taraudage pour la broche de la machine car le travail ne s'effectue pas suivant l'axe Z. Le taraudage engendre aussi davantage de maintenance sur les broches du fait des nombreuses inversions de rotation. Une fraise à fileter, en plus, permet d'usiner des filets de grands diamètres nominaux et une même fraise peut faire des filets de même pas et de diamètre différent. Par contre, les cycles à la fraise à fileter sont longs et il faut une machine avec trois axes numérisés.

Le filetage à la fraise est notamment utilisé dans l'industrie de la mécanique générale pour la réalisation de filets de grand diamètre, supérieur à 40 mm, et dans l'industrie de l'horlogerie pour l'obtention de filet de très petit diamètre, inférieur à 1 mm [**Tra_02**].

2.1.6 Rectification des filets

La rectification est un procédé d'usinage à géométrie non définie. C'est un procédé particulièrement adapté à l'usinage de finition et qui permet l'usinage dans les matériaux durs. De fait, c'est le procédé le plus utilisé pour la fabrication des tarauds (carbure ou ARS) et des fraises à fileter en carbure monobloc. L'autre usage de la rectification pour réaliser des filets est la fabrication de vis micrométriques ou de précision pour les systèmes de mesure ou de contrôle.

La configuration de cette opération est semblable à celle de la rectification cylindrique : la pièce tourne entre deux pointes et la meule génère le profil, la rotation de la pièce étant

indexée à la translation de la meule. La **Figure 2.9** montre deux méthodes de rectification de filet. La première repose sur l'utilisation d'une meule à profil unique, inclinée de l'angle d'hélice par rapport à l'axe du filetage, et qui se translate axialement. La seconde utilise une meule à profil multiple qui réalise le filet sur toute la longueur en travaillant uniquement en plonger. Cela permet une productivité accrue, toutefois la précision est moindre.

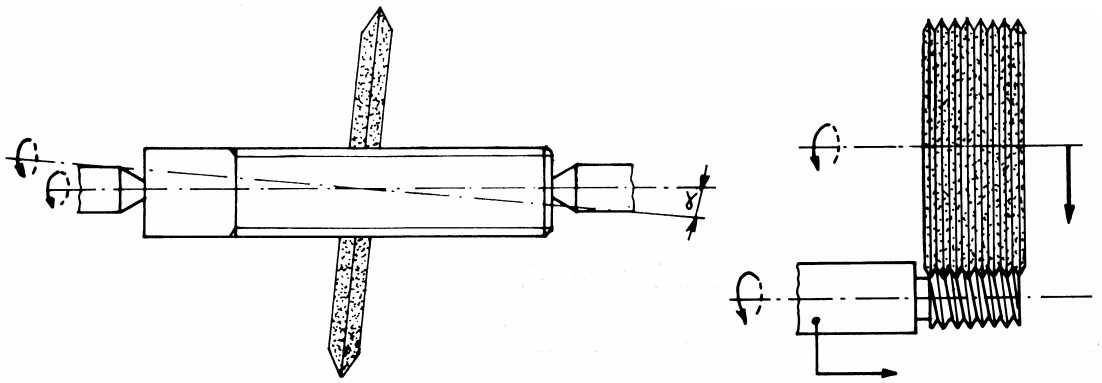


Figure 2.9 : Méthodes de rectification des filets.

2.1.7 Filetage par électroérosion

De toutes les techniques de filetage, le filetage par électroérosion est la seule qui n'utilise pas une source d'énergie mécanique. L'électroérosion est une technique d'enlèvement de matière par sublimation de celle-ci, grâce à une énergie électrique discontinue avec de forts pics d'intensité de courant, échangée entre une électrode et la pièce usinée.

L'utilisation de l'électroérosion pour l'usinage de filetage est possible avec des machines d'électroérosion par enfonçage équipées d'un axe rotatif. La **Figure 2.10** montre que cette technique consiste à visser dans la matière une électrode filetée, qui est semblable à la vis. Le taraudage par électroérosion se pratique aussi par interpolation hélicoïdale.

Cette technique de filetage a les avantages et les inconvénients de l'électroérosion. Les taux d'enlèvement de matière sont faibles, l'opération est donc longue et le procédé est polluant. L'avantage indéniable est la possibilité d'usiner des filets dans les métaux très durs et des carbures à liant métallique avec une bonne précision.

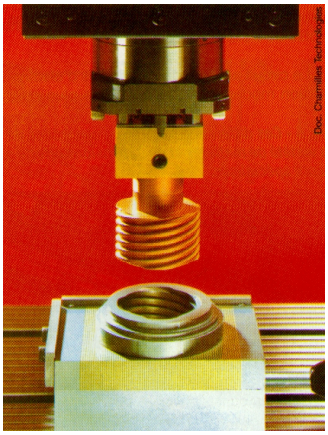


Figure 2.10 : Taraudage par électroérosion [**Tra_00**].

2.1.8 Roulage de filet

Le principe des techniques de roulage est la mise en forme du filet par déformation plastique et donc écoulement de la matière. A ce titre, le taraudage par déformation est classé dans les procédés de roulage ou nommé roulage intérieur par V. Ivanov [**Iva_97**] ou S. Chowdhary [**Cho_02**, **Cho_03**]. Toutefois, il existe des procédés de roulage en intérieur utilisant des molettes, ce qui n'est pas le cas du taraudage par déformation.

Les procédés de roulage utilisant des molettes, en général au nombre de deux ou de trois, pour former le filet se déclinent suivant de nombreuses variantes. Elles peuvent être classées en deux catégories.

La première configuration consiste à utiliser des molettes avec un filetage cylindrique qui travaillent radialement, cf. **Figure 2.11**. Ainsi, en une plongée, dans le cas du roulage extérieur, le filet est réalisé sur toute la largeur des molettes. Cette pratique est donc adaptée à la réalisation de filetages courts, comme sur les vis par exemple. Avec une tête de roulage à deux molettes, cette configuration est facilement utilisable sur un tour. Cette technique est principalement pratiquée dans le secteur du décolletage.

La seconde configuration repose sur l'utilisation des molettes qui ne sont pas cylindriques. Elles sont profilées, et donc chaque motif a un engagement différent comme le montre la **Figure 2.12**. Le mouvement relatif entre la tête de roulage et la pièce est axial. Cette configuration permet donc la réalisation de grandes longueurs filetées, comme les tiges filetées par exemple.

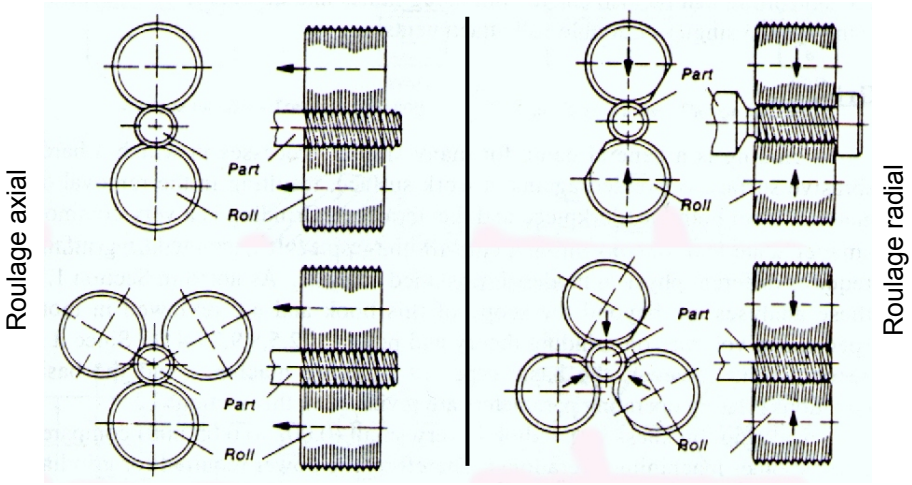


Figure 2.11 : Roulage extérieur axial ou radial, à 2 ou 3 mollettes [**MetCut**].

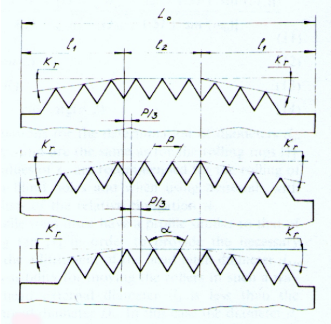


Figure 2.12 : Profil des trois molettes pour le roulage axial [**Iva_97bis**].

Il existe un autre principe d'outillage qui utilise deux peignes et non plus des molettes. Du point de vue cinématique, cette technique est semblable à celle utilisant deux molettes et travaillant radialement qui seraient déroulées.

Ces procédés de roulage sont limités par la forme des filets qu'il est possible de réaliser. Il n'existe guère de données à ce sujet ; toutefois, il paraît peu probable de pouvoir obtenir un filet de section carrée par écoulement plastique de la matière. L'effort nécessaire à la formation du filet augmente d'autant plus que l'angle entre les flancs du filet est faible. Cette constatation pratique est confirmée par J.P. Domblesky [**Dom_02**] qui établit par simulation numérique que le niveau de déformation au pied et sur les flancs du filet est plus important lorsque l'angle entre les flancs est faible.

Ces techniques de roulage sont utilisées quasiment exclusivement pour la fabrication des vis sur des machines dédiées. L'avantage majeur de ces techniques de roulage réside dans la cadence importante, qui est en généralement comprise entre 50 et 80 pièces par minute.

2.1.9 Comparatifs des procédés de filetage

Le **Tableau 2.1** propose une classification de ces différents procédés de filetage. Divers critères sont utilisés et les abréviations utilisées sont expliquées en dessous du tableau.

Les formes de filet réalisables par les procédés de roulage sont limitées d'un point de vue technique comme expliqué en **§2.1.8**. Par contre, la limitation de certains procédés au filet triangulaire (ISO, UN ou autre) n'est pas technique : elle est liée à la demande du marché et au contexte de fabrication, donc aux outils disponibles. Il est tout à fait possible sur le plan technique de fileter à la fraise un filet rond, mais les pièces avec ce type de filet ne sont pas usinées sur des centres d'usinage et donc les outils adaptés ne sont pas fabriqués.

Le critère « métaux durs » repose sur la possibilité d'usiner des alliages d'une dureté supérieure à 55 HRC. Le taraudage permet difficilement de réaliser un filet intérieur dans ce cas, car un taraud est un outil trop complexe pour être affûté dans une céramique (hormis le carbure de tungstène) à base d'alumine, de nitrure de silicium, ou de nitrure de bore cubique. Par ailleurs, ces matériaux n'ont pas la ténacité adaptée au procédé qui soumet l'outil à une inversion et cette inversion fait qu'il n'est pas possible de maintenir des vitesses nécessaires à la coupe avec ces matériaux d'outil. Le taraudage dur avec des outils en carbure micro grain est toutefois possible, mais c'est une opération très délicate et la durée de vie des outils est faible.

Les procédés par mise en forme n'offrent pas, non plus, la possibilité du travail des métaux durs car leur ductilité à froid n'est pas suffisante.

Le critère de flexibilité de l'outillage traduit la possibilité de réaliser avec le même outillage des filets de pas différents ou d'un même pas mais de diamètre nominal différent. Les procédés de taraudage et l'électroérosion donnent une cote outil au filet et donc cette souplesse n'existe pas dans ces procédés.

Le critère « dévissage » traduit la nécessité de dévisser ou non l'outillage du filet usiné. L'absence de dévissage de l'outil constitue un avantage car cela permet un retrait rapide de l'outil. De plus, les inversions du sens de rotation des broches sollicitent beaucoup les systèmes et contraignent à davantage de maintenance.

Procédés	Principe	Engagement	Filet	Formes de filet	Qualité filet	Métaux durs	Flexibilité outillage	Dévissage	Machine	Temps cycle
Filetage à la filière	E.M.	Const.	Ext.	Toutes	+++	Non	Oui	Les deux possibles	M / T	***
Filetage sur tour	E.M.	Const.	Int. / ext.	Toutes	+++	Oui	Oui	Non	Tour	**
Tourbillonnage	E.M.	Var.	Int. / ext.	Rond	+++	Oui	Oui	Non	Dédiée	***
Filetage à la fraise	E.M.	Var.	Int. / ext.	Triangle	++	Non	Oui	Non	CU	**
Taraudage par coupe	E.M.	Const.	Int.	Toutes	++	Oui	Non	Oui	M / PC/ T / CU	***
Taraudage à l'enfilade	E.M. & D.P.	Const.	Int.	Triangle	+	Non	Non	Non	Dédiée	****
Taraudage par déformation	D.P.	Const.	Int.	Triangle	+++	Non	Non	Oui	PC/ T/ CU	***
Roulage axial	D.P.	Const.	Int. / ext.	Limitée	++	Non	Oui	Les deux possibles	Dédiée	*****
Roulage radial	D.P.	Const.	Int. / ext.	Limitée	++	Non	Oui	Non	Dédiée / Tour	*****
Roulage au Peigne	D.P.	Const.	Ext.	Limitée	++	Non	Oui	Non	Dédiée	*****
Rectification	E.M.	Var	Ext.	Toutes	++++	Oui	Oui	Non	Affûteuse	*
Electroérosion	E.M.	Const.	Int.	Toutes	?	Oui	Non	Oui	Dédiée	*

Tableau 2.1 : Comparaison des procédés de filetage de filets cylindriques dans les métaux.

Les abréviations utilisées dans le **Tableau 2.1** sont :

- E.M. : Procédé par enlèvement de matière (copeau ou particule)
- D.P. : Procédé par mise en forme par déformation plastique
- Const. : Engagement constant des parties actives de l'outil
- Var. : Engagement variable des parties actives de l'outil
- C.U. : Centre d'usinage
- P.C. : Perceuse à colonne
- T : Tour parallèle ou multibroche

Ces procédés de filetage ne sont pas en concurrence. La plupart d'entre eux offrent des possibilités techniques différentes (morphologie des pièces, qualité et type de filet, longueur filetée, usinage dur) et sont adaptés à des contextes de fabrication différents (taille de série de fabrication, cadence, flexibilité de la production). Une vis à billes ne sera jamais obtenue par roulage, et il n'est pas envisageable de pouvoir usiner 80 vis par minute sur un tour.

Le taraudage par coupe est la première technique du point de vue de la facilité de mise en œuvre, car l'opération peut se faire à la main ou avec une simple perceuse à colonne. Sur centre d'usinage, cette technique est en concurrence avec le taraudage par déformation et le filetage à la fraise. Ces deux dernier procédés connaissent actuellement

un développement important ; la vente de ce type d'outils augmente d'environ 10% par an depuis quelques années. Toutefois, entre 85 et 90% des filetages intérieurs [**Tra_03**] sont réalisés avec les procédés de taraudage.

2.2 Le taraudage par déformation

Il existe peu de travaux scientifiques traitant du taraudage par déformation alors que ce procédé est un champ d'investigation à explorer quasiment entièrement. Les publications rendent compte essentiellement de trois aspects :

- L'affûtage et la géométrie des tarauds ;
- Les modèles analytiques des efforts ;
- L'influence de divers paramètres.

La lubrification et les revêtements, les mécanismes d'endommagement, les critères et les modèles de durée de vie, les caractéristiques mécaniques et métallurgiques des filets, l'effet de divers autres paramètres appliqués au taraudage par déformation sont autant de sujets peu ou pas abordés.

D'autre part, il faut noter que l'essentiel des études porte sur le taraudage de métaux non ferreux et ductiles, tels que les alliages d'aluminium [**Aga_92**, **Aga_94**, **Iva_97**, **Cha_75**, **Hen_75**, **Url_68**] ou le laiton [**Cha_75**, **Cho_02**, **Cho_03**], et peu sur l'application dans les aciers [**Iva_97**, **Hen_75**]. Actuellement, le procédé de taraudage par déformation est utilisé principalement sur les aciers, car les gains de coût d'outil par rapport au taraudage par coupe sont très intéressants. Il y a donc un décalage entre les travaux traitant de ce procédé et sa pratique qui s'explique sans doute par le peu d'intérêt porté au procédé de taraudage en général.

2.2.1 Affûtage et géométrie des tarauds par déformation

L'affûtage des tarauds par déformation a donné lieu à diverses études. L'objet principal est l'obtention des lobes des tarauds et la valeur maximale du diamètre du taraud compte tenu du retour élastique de la matière.

S.I. Zhitnitskii et al. [**Zhi_65**], G.P. Urlapov et al. [**Url_69**], et V. Ivanov [**Iva_97**] ont traité de la cinématique d'affûteuses avec des cames pour rectifier les lobes. Comme d'autres travaux sur le taraudage, y compris par coupe, ces études s'expliquaient par des difficultés technologiques qui n'ont plus cours aujourd'hui. En effet, les machines d'affûtage avec plus de 5 axes numérisés permettent aisément de rectifier des tarauds dont la section est formée de lobes. Toutefois, la recherche de profil augmentant les performances des outils constitue toujours un objectif d'actualité. V. Ivanov [**Iva_97**] propose divers profils de lobe sans toutefois donner de suite à ceux-ci. Il propose aussi une entrée qui soit curviligne plutôt que linéaire, cf. **Figure 2.13**, ce qui permet un engagement dégressif de chacun des lobes. La contre partie est une difficulté d'affûtage accrue.

V. Ivanov [**Iva_97**] relève que plus un taraud a de lobes, plus la lubrification est difficile, le fluide ne pouvant plus s'écouler dans le trou par le jour qui reste au niveau du diamètre minimum des lobes du taraud. La préconisation faite est donc d'utiliser des tarauds dont les lobes sont disposés sur une hélice afin de faciliter l'écoulement du fluide. T. Novosel [**Nov_75**] recommande l'utilisation de taraud avec trois lobes et pas plus, afin d'améliorer ce problème de lubrification. Cependant, il faut prendre en compte le fait que la profondeur

de pénétration des lobes est plus importante si l'outil a trois lobes par tour que s'il en a cinq, la longueur de l'entrée restant constante.

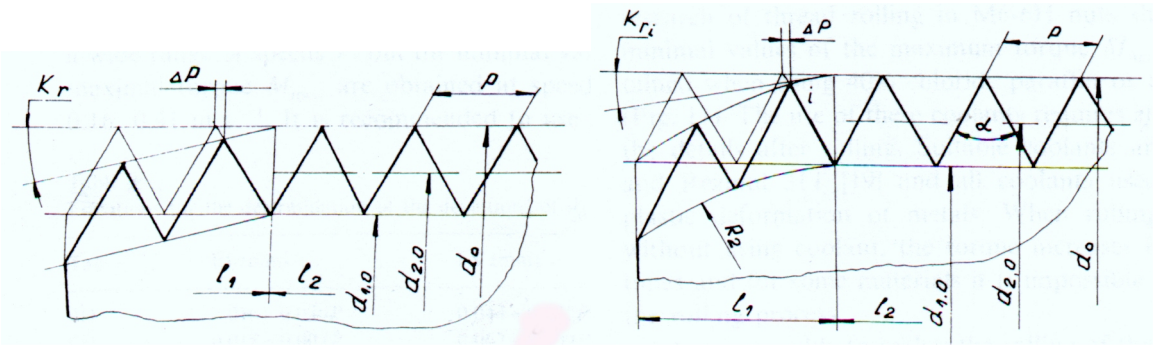


Figure 2.13 : Profil axial de taraud à entrée linéaire et à entrée curviligne [**Iva_97**].

G.P. Urlapov et al. [**Url_69**] ont testé des tarauds avec divers angles d'hélice. Les résultats montrent que plus l'angle d'hélice est faible, plus le couple est réduit. Il n'est pas précisé si l'angle de l'entrée est modifié en fonction de l'angle d'hélice, car à angle d'entrée constant, rectifier des lobes suivant des hélices revient à augmenter la profondeur d'engagement de chaque lobe. Bien entendu, un taraud avec un angle d'hélice complique l'opération d'affûtage. La conclusion probable est qu'il n'est pas nécessaire d'affûter les tarauds avec un angle d'hélice et que plus l'angle de l'entrée est important, plus le couple l'est.

Les tarauds fabriqués actuellement n'ont pas d'angle d'hélice, cinq lobes pour les plus petits, et certains ont des rainures de lubrification.

S.I. Zhitnitskii et al. [**Zhi_65**] argumentent que, contrairement au taraudage par coupe où l'outil peut recouper le filet au moment du détaraudage, le diamètre du filetage obtenu par déformation ne peut pas être plus grand que celui de l'outil. La préconisation qui en découle est d'affûter les tarauds dans le tiers supérieur de l'intervalle de tolérance.

G.P. Urlapov et al. [**Url_69**] ainsi que R. Chandra et al. [**Cha_75**] proposent un dimensionnement du diamètre d'affûtage du taraud qui tient compte du retour élastique de la matière déformée suivant l'équation (2.1). *p* est une pression et *E* le module d'Young du matériau travaillé. G.P. Urlapov et al. proposent de retenir comme approximation de la valeur de la pression *p* celle donnée par l'équation (2.2) qui correspond à la pression entre un indenteur plat et un plan lors d'une pénétration perpendiculaire au plan. Les dimensions idéales d'un taraud dépendraient donc des caractéristiques du matériau taraudé. Néanmoins, R. Chandra fait remarquer qu'en pratique, l'ordre de grandeur de la sur-cote introduite pour compenser le retour élastique est faible par rapport à l'intervalle de tolérance de réalisation du filet et que le rapport *p/E* change peu quelque soit l'alliage considéré. D'autre part, il faut ajouter que la formule (2.1) est pessimiste car elle considère que le diamètre est une longueur entièrement déformée, ce qui n'est pas certain.

$$d_{affutage} = d_{théorique} \cdot \left(1 + \frac{p}{E}\right) \qquad (2.1)$$

$$p = R_e \cdot \left(1 + \frac{\pi}{2}\right) \approx 3.R_e \qquad (2.2)$$

Les publications abordant ces points de géométrie ne sont pas récentes et il y a un écart entre l'analyse faite il y a plus de trente ans et la géométrie actuelle des outils.

2.2.2 Modèles analytiques en taraudage par déformation

Le couple est plus grand en taraudage par déformation qu'en taraudage par coupe (cf. **§1.2.2**) et la prédiction de celui-ci est donc un point important car sa connaissance est nécessaire à la détermination des broches et des prises de pièces. Ce problème conduit donc à l'étude de modèle à même de donner les efforts pendant un cycle de taraudage par déformation. Les seuls travaux à ce sujet proposent des modèles analytiques intégrant diverses constantes dont l'identification est souvent difficile.

Aucune publication traitant de la simulation numérique appliquée au taraudage par déformation n'est recensée. Cela s'explique, sans doute, par le peu d'intérêt rencontré par ce procédé mais aussi par les difficultés de la simulation numérique en 3D, qui plus est dans un cas où la géométrie du problème est relativement compliquée.

2.2.2.1 Modèle analytique de W.E. Henderer (1974)

W.E. Henderer et al. [**Hen_74**] sont les premiers à proposer un modèle analytique de l'opération de taraudage par déformation. Le problème est approximé comme étant une seule indentation de profondeur *M* (cf. **Figure 2.14**) d'un lobe dans la matière qui permet donc le passage entre l'état initial, qu'est le trou lisse, et l'état final, qu'est le trou fileté. Le modèle ne propose pas de calculer les efforts sur chaque lobe et ensuite de procéder par sommation. Cela parait toutefois possible à faire sauf que les états intermédiaires du filet après l'action de chacun des lobes ne sont pas identifiés. La seconde simplification qui est faite concerne la géométrie du taraud qui est complexe et qui est donc ramenée à une forme davantage prismatique avec une acuité parfaite comme le montre la **Figure 2.14**. L'hypothèse sur l'acuité est éloignée de la réalité car, en pratique, la largeur entre deux flancs peut atteindre le huitième du pas du filet (cf. **§1.1.1**).

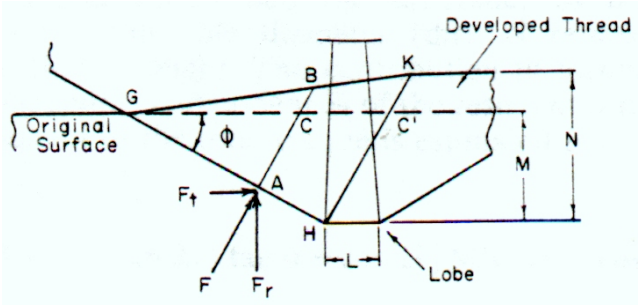


Figure 2.14 : Géométrie de l'indenteur du modèle de W.E. Henderer [**Hen_74**].

Le modèle calcule le couple exercé pour assurer la pénétration de l'indenteur, c'est-à-dire le couple de l'effort tangentiel *Ft* ainsi que le frottement sur les flancs. Il intègre en plus des paramètres géométriques, diverses constantes telles que la contrainte de cisaillement *k* du matériau, le coefficient de frottement μ entre l'outil et la matière déformée et la hauteur *N* du filet formé (cf. **Figure 2.14**). Ce dernier paramètre est dépendant de la géométrie finale du filet, notamment de la forme du creux au sommet du filet. Donc, indépendamment des problèmes d'identification des autres constantes, ce modèle n'est pas prédictif puisqu'il faut connaître la géométrie finale du filet pour calculer le couple. D'autre part, le modèle ne prend pas en compte le retour élastique de la matière déformée sur la partie guide du taraud et qui entraîne un couple de frottement qui peut représenter plusieurs dizaines de pourcents du couple total (cf. **§1.5.2**).

Le modèle est éprouvé pour trois tailles de taraud et pour quatre matériaux différents. Malgré cela, la validité du modèle repose sur la comparaison d'une seule grandeur, le couple mesuré et le couple calculé, alors que le modèle utilise au moins trois constantes sans considérer les paramètres géométriques du taraud. Par conséquent, il est difficile de conclure sur la justesse de la modélisation proposée.

2.2.2.2 1er Modèle analytique de S. Chowdhary (2002)

S. Chowdhary et al. [**Cho_02**] proposent un modèle avec une approche différente. Dans un premier temps, un test de brochage par déformation est fait avec un seul lobe, conformément à l'analogie expliquée au **§1.2.1**. Cette expérience montrée à la **Figure 2.15,** permet de mesurer les efforts dans les trois dimensions qui s'appliquent à un lobe. Cette expérience est intéressante : elle montre l'effort de pénétration (dans la direction radiale) du lobe. Malgré l'identification des efforts sur un seul lobe, il semble que les énergies spécifiques de formation (par analogie avec l'énergie spécifique de coupe) ne soient pas calculées à partir de cette expérience mais par identification inverse du modèle du couple.

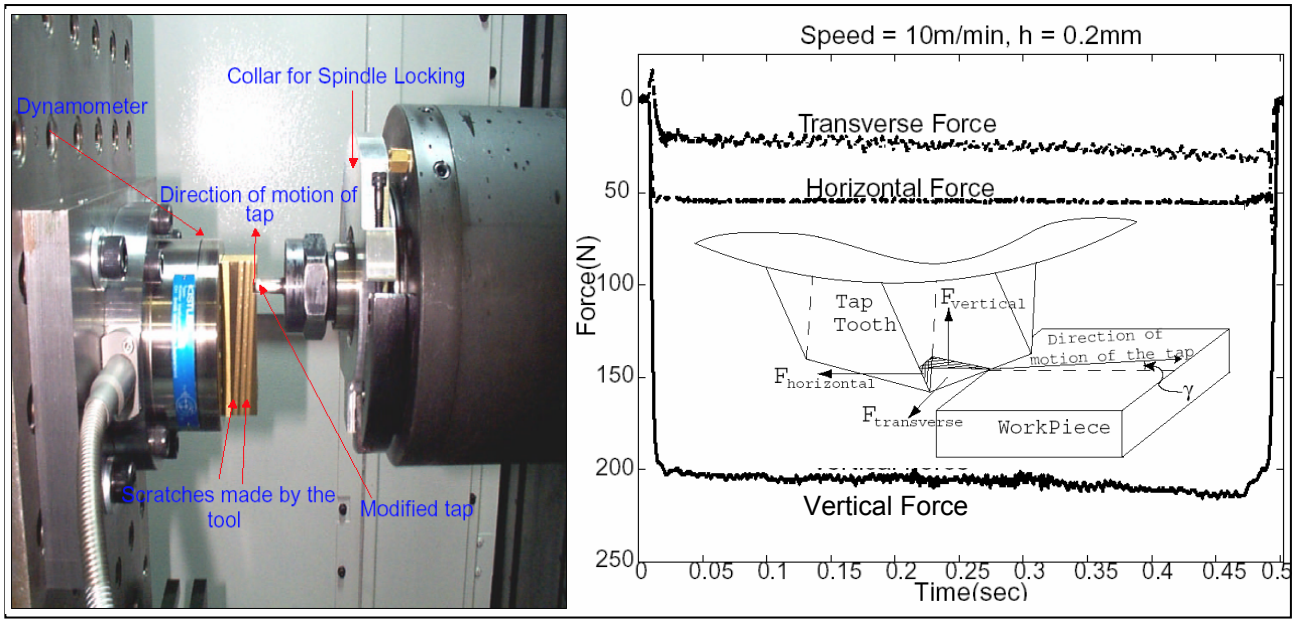


Figure 2.15 : Expérience de brochage par déformation avec un lobe et mesure des efforts suivant les trois directions [**Cho_02**].

Contrairement au modèle précédent, ce modèle effectue la sommation des couples causés par les efforts liés à l'action de chacun des lobes de l'entrée du taraud. La géométrie des lobes, **Figure 2.15**, est approchée par une forme prismatique avec une acuité parfaite et le sommet du lobe est la pointe d'un tétraèdre.

Chacune des faces des lobes en contact avec la matière est pondérée par une énergie spécifique de formation normale C_n et une énergie spécifique de formation tangentielle C_f d'où les efforts et donc le couple. Ces énergies sont identifiées par des polynômes du premier ordre en fonction du logarithme de l'engagement du lobe h et de la vitesse S. Le matériau travaillé est le laiton, et il apparaît que la vitesse dans le domaine de 10 à 20 m/min n'a pas d'influence sur les énergies spécifiques donc sur le couple. Cela est en corrélation avec les résultats du **§1.5.1** et d'autres études [**Cha_75**, **Aga_92**, **Aga_94**].

La **Figure 2.16** montre que les énergies spécifiques décroissent lorsque la profondeur d'engagement du lobe augmente, c'est-à-dire que les pressions sur le premier lobe qui travaille la matière sont supérieures à celles sur le second lobe et ainsi de suite. Cette constatation est surprenante car, à priori, l'écrouissage de la matière résultant du travail du premier lobe doit augmenter l'énergie spécifique sur le lobe suivant et ainsi de suite (cf. **§3.3.1**).

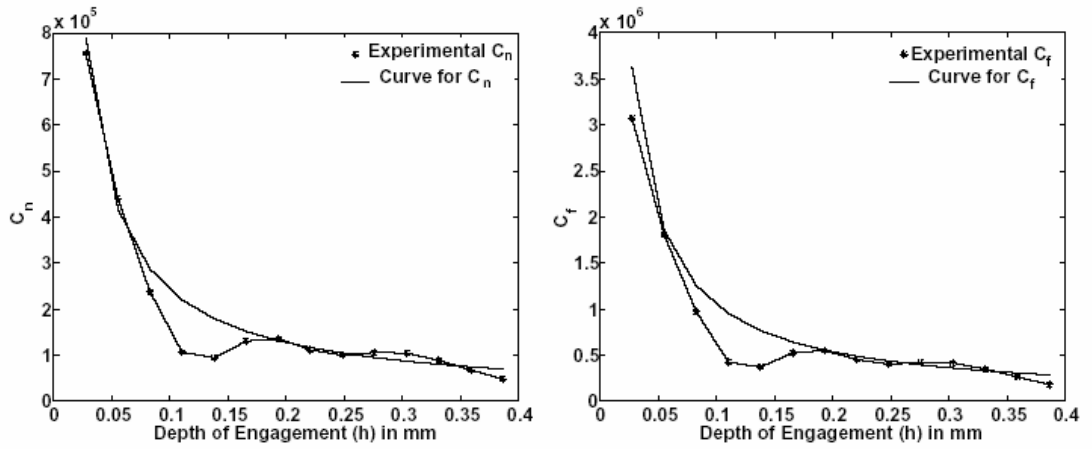


Figure 2.16 : Energies spécifiques C_n et C_f en fonction de la profondeur d'engagement h d'un lobe [**Cho_02**].

Aucun rapprochement n'est fait entre l'énergie spécifique de formation normale et l'énergie spécifique de formation tangentielle avec le coefficient de frottement de l'outil sur la matière. Pour le premier lobe engagé à h = 0.025 mm, ce coefficient de frottement vaudrait environ 0.4. Il faut considérer que le fluide utilisé est une émulsion donc qu'il a un pouvoir de lubrification limité. La présence d'un revêtement sur le taraud n'est pas mentionnée. Toutefois cette valeur du coefficient de frottement est élevée.

Le calcul des surfaces de contact entre les lobes et la matière n'est pas explicité clairement. Il semble que le calcul se fasse à partir de l'engagement h alors qu'il faut considérer la profondeur réelle M de travail comme le montre la **Figure 2.17**. Ce point suffit à expliquer le résultat inattendu des valeurs des énergies spécifiques de formation.

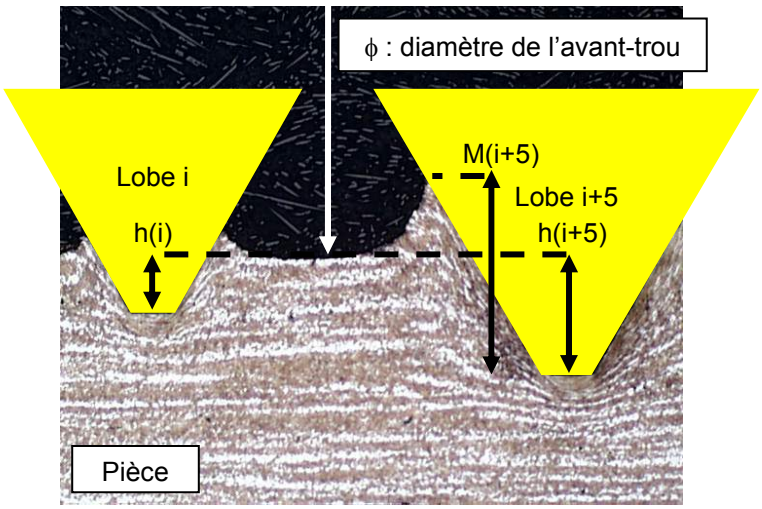


Figure 2.17 : Illustration de la profondeur d'engagement h et de la profondeur réelle M de travail des lobes.

Les constantes de ce modèle sont au nombre de quatre par énergie spécifique mais seulement deux sont significatives étant donné que la vitesse n'a pas d'effet. L'allure générale des courbes de couple est bien retranscrite par le modèle ; toutefois le niveau du couple moyen mesuré diffère de celui calculé par le modèle. La raison tient au fait que le modèle ne prend pas en compte le retour élastique de la matière sur la partie guide du taraud.

Le modèle est utilisé pour simuler l'effet de la géométrie du taraud, par exemple celui de l'angle de l'entrée du taraud. Il ressort que les couples sont identiques pour deux angles différents. C'est-à-dire, par exemple, que 10 lobes pénétrant chacun de 0.04 mm ont le même effet que 20 lobes pénétrant de 0.02 mm chacun. Cette conclusion, issue de la simulation, est en contradiction avec la pratique [**Cha_75**]. Les valeurs des énergies spécifiques établies expérimentalement par identification inverse ont probablement été reconduites dans la seconde simulation alors qu'elles ne sont pas valables dans ce cas.

Le modèle évalue aussi l'effort axial lors de l'opération de taraudage, sur la seule base des efforts créés par chaque lobe. La correspondance avec l'effort mesuré est relevée : cela s'explique par le fait que les constantes du modèle ont été calculées par identification inverse. Toutefois, sans tenir compte des efforts axiaux rattrapés par les lobes de la partie guide en contact dans le filet, de la rigidité de l'attachement, de la rigidité de l'asservissement et de ses erreurs, la modélisation de l'effort axial ne peut pas être validée. Cette modélisation de l'effort axial est en forte contradiction avec les mesures rapportées au **§1.3.2**.

2.2.2.3 2ème Modèle analytique de S. Chowdhary (2003)

Le deuxième modèle de S. Chowdhary et al. est plus affiné que les deux précédents et inclut de nombreux autres paramètres. La géométrie du taraud est mieux approchée, l'acuité réelle du lobe est prise en compte et le profil n'est plus pointu mais a bien une partie circulaire, cf. **Figure 2.18**.

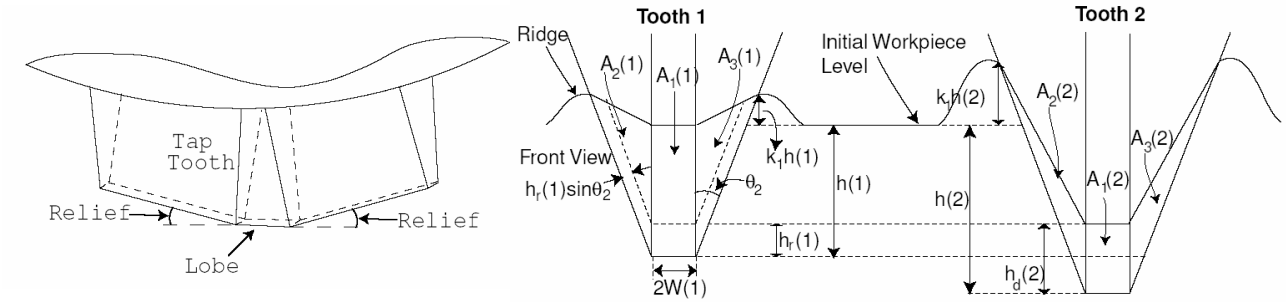


Figure 2.18 : Vue isométrique du lobe et vue de face de deux lobes dans l'entrée du taraud [**Cho_03**].

Les deux modifications majeures sont la prise en compte du retour élastique et la prédiction du creux au sommet du filet donc de la profondeur réelle de travail des lobes.

La profondeur réelle de travail *M(i)* d'un lobe de l'entrée du taraud est calculée à partir de la différence d'engagement avec le lobe précédent *h(i)-h(i-1)*, du retour élastique $h_r(i) = k.h(i-1)$ proportionnel à cet engagement de coefficient *k*, et d'un engagement supplémentaire $k_1.h(i)$ dû à l'accroissement de la hauteur du filet.

Les surfaces avant du lobe qui travaillent la matière sont pondérées par une contrainte normale *Ca*. L'effort normal lié au retour élastique h_r est considéré comme proportionnel à celui-ci de coefficient *Cb*. Le frottement de coefficient *m* est pris en compte sur toutes les surfaces des lobes en contact avec la matière dans l'entrée du taraud comme sur la partie guide.

Le modèle utilise donc cinq constantes, pas forcément physiques, (*Ca*, *Cb*, *m*, *k*, k_1). Les valeurs des constantes *k* du retour élastique et k_1 d'accroissement de la hauteur du filet, sont issues de données bibliographiques. Les constantes *Ca*, *Cb*, et *m* sont obtenues par identification inverse sans savoir si c'est du couple, de l'effort axial ou des deux. Les valeurs pour deux matériaux d'essai sont reportées dans le **Tableau 2.2.**

	***Ca* (MPa)**	***Cb* (N/mm^3)**	***m***	***k***	***k_1***
Laiton	7.38 10^3	-18.2 10^4	0.046	0.56	0.36
Al6061	9.02 10^3	-8.67 10^4	0.066	0.36	0.60

Tableau 2.2 : Constantes du 2ème modèle analytique de S. Chowdhary [**Cho_03**].

L'ordre de grandeur du coefficient de frottement avec le laiton est vraisemblable, il est dix fois inférieur à celui de l'étude précédente. L'ordre de grandeur de la contrainte normale Ca, de 7380 MPa pour le laiton de 9020 MPa pour l'Al6061, parait élevé, d'autant plus qu'il s'agit de deux alliages légers dont la résistance à la rupture R_m n'excède sans doute pas 600 MPa.

Avec les valeurs de ces constantes, le modèle a été éprouvé pour quatre tailles de filet, deux géométries de taraud. L'erreur du modèle sur le couple est comprise entre 2% et 20% suivant les paramètres d'essai. L'évolution du couple est assez bien suivie et la **Figure 2.19** montre la contribution du retour élastique au couple. Il n'est pas fait état de la qualité de la prédiction du creux au sommet du filet par le modèle.

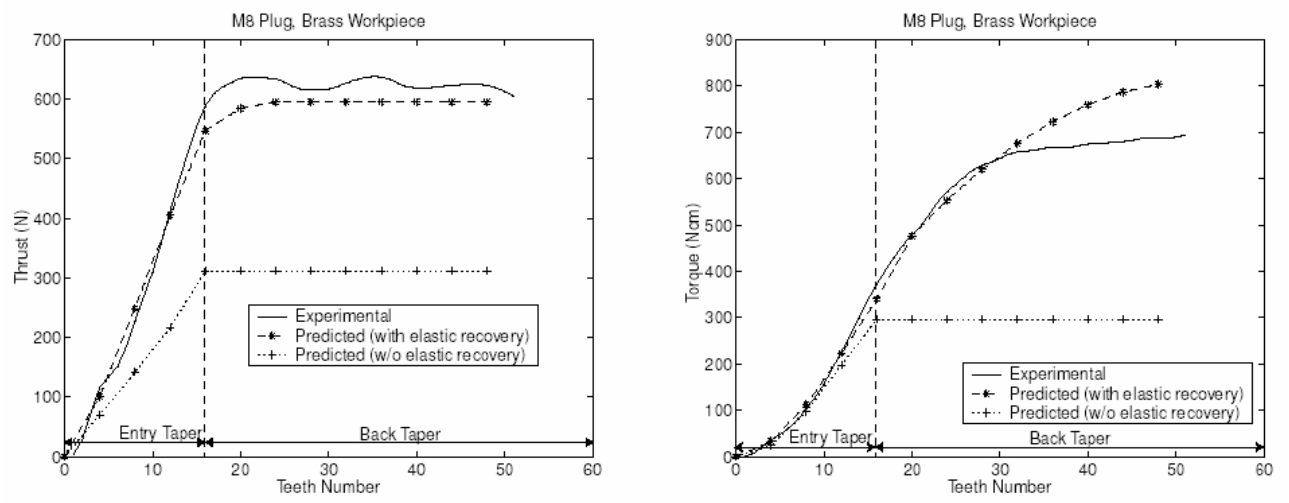


Figure 2.19 : Courbes de couple et d'effort axial expérimentales et modélisées lors du taraudage du laiton [**Cho_03**].

La modélisation propose aussi la valeur de l'effort axial. Comme cela est mentionné pour le modèle précédent, étant donné les facteurs dont il est tenu compte, la modélisation de cet effort ne peut pas être valide à la vue des mesures rapportées au **§1.3.2**.

2.2.2.4 Conclusion sur les modèles analytiques

Le but des modèles analytiques recherché ici est de prédire le couple de l'opération de taraudage par déformation malgré des approximations. L'intérêt de ces modèles réside dans la simplicité de leur mise en œuvre comparativement à la simulation numérique. Toutefois, il apparaît que les modèles analytiques utilisent des constantes qui ne sont pas une propriété physique du matériau et dont les valeurs sont obtenues par identification inverse. De fait, les valeurs de ces constantes dépendent de chaque application, et dans ces conditions il n'y a plus de prédiction.

2.2.3 Influence de divers paramètres

2.2.3.1 Diamètre de l'avant-trou

Le diamètre d'avant-trou est mentionné dans toutes les études qui traitent de ce procédé comme étant un paramètre prédominant. Toutefois, il n'existe pas de modèle précis qui établit la valeur du diamètre de perçage et la tolérance. Cela tient au fait qu'il n'existe pas de moyen de prédire la forme du creux au sommet du filet et donc de savoir comment la matière va se répartir : même en supposant une conservation de volume entre le trou lisse et le trou fileté, suivant cette forme, la hauteur du filet est différente et donc la matière peut venir serrer le taraud sur son diamètre minimum. D'autre part, la géométrie du pied du filet n'est pas normalisée (diamètre maximum et rayon) et donc, suivant la forme du taraud, le volume de matière refoulée sera différent.

A. Agapiou [**Aga_94**] propose néanmoins une approche de ce problème. Il utilise le pourcentage de filet η défini par l'équation (2.3). Il est égal au rapport entre la hauteur réelle h_a du filet et la hauteur h_t du profil triangulaire écrêté, de part et d'autre, au huitième de la hauteur comme indiqué à la **Figure 2.20**. L'expression 2.3 en fonction du diamètre maximum D_m, du diamètre minimum D_μ et du pas p, est valable pour un filet obtenu par coupe.

$$\eta = \frac{h_a}{h_t} = \frac{D_m - D_\mu}{1.299\,p} \tag{2.3}$$

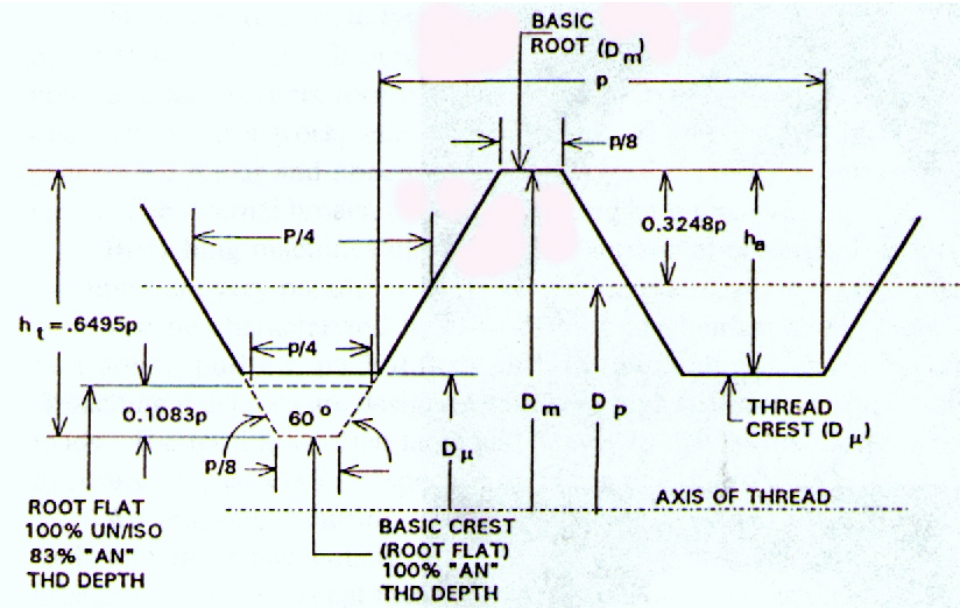


Figure 2.20 : Profil d'un filet [**Aga_94**].

Pour les filets obtenu par déformation, A. Agapiou propose de supposer que le sommet du filet soit plat et adopte l'hypothèse de la conservation de l'aire de la section entre l'état initial, le trou lisse, et l'état final, le filet. Ainsi, il propose la prédétermination du diamètre d'avant-trou D_d, équation (2.4), en fonction du pourcentage de filet η et de diamètre maximum du taraud D_{ms}. Compte tenu des hypothèses, la hauteur du filet correspondant au diamètre de perçage D_d est sous-estimée et le risque est donc de serrer le taraud comme expliqué ci-dessus. Il s'agit donc d'une prédétermination et il convient de choisir un diamètre d'avant-trou légèrement supérieur si le taux de formation du filet visé est élevé.

$$D_d = D_{ms} + p.\eta.\left(0.487.\eta - 1.136625\right) \tag{2.4}$$

La définition du pourcentage de filet η est un peu particulière car pour les filets intérieurs ISO et UN, le profil triangulaire est écrêté au quart de la hauteur à l'intérieur. Par conséquent, pour un filet normalisé limité à son profil de base, qui est donc complet, le pourcentage de filet est suivant ce critère de 83.3%. D'autre part, avec un même taraud et un avant-trou de diamètre fixé, le diamètre minimum du filet donc le pourcentage de filet est différent suivant le matériau taraudé puisqu'il change la forme au sommet du filet, alors que la section du filet reste la même (cf. **§4.1**).

Pour ces raisons, la définition du pourcentage de filet utilisé dans ce mémoire (cf. **§1.5.2**) est le rapport entre l'aire de la section réelle du filet obtenu et l'aire de la section du filet normalisé correspondant. Ce critère a un sens quelle que soit la forme du filet, et le pourcentage de filet d'un filet réalisé aux dimensions normalisées est de 100%. Un filet taraudé par déformation peut ainsi être qualifié suivant la norme DIN 13-50 (cf. **§1.2.3**), c'est-à-dire avec un diamètre minimum tolérancé par rapport à celui du filet normalisé, et pour autant se distinguer d'un filet coupé par son taux de formation.

R. Chandra et al. [**Cha_75**] utilisent dans leur étude une définition du pourcentage de filet qui n'est pas précisée clairement. Des essais de taraudage sont pratiqués en M11 et des graphiques mentionnent des pourcentages de filet jusqu'à 95%. Pour un filet ISO, la limite étant de 83.3% avec la définition du pourcentage de filet utilisé par A. Agapiou [**Aga_94**], cela permet de conclure que ce n'est pas la même. S. Chowdhary et al. [**Cho_02**] rapportent des ordres de grandeurs de pourcentage de filet compatible avec la définition utilisé par A. Agapiou. Aucune norme à ce sujet (AFNOR, ISO, ou DIN) n'a été recensée, mais, ces derniers travaillant aux U.S.A, peut-être qu'il y existe un usage académique ou industriel.

Concernant l'effet du diamètre d'avant-trou sur le procédé, A. Agapiou [**Aga_94**] et R. Chandra et al. [**Cha_75**] rapportent qu'une augmentation du pourcentage de filet entraîne un accroissement linéaire du couple de taraudage. Cette conclusion est en accord avec les résultats du **§1.5.2**.

2.2.3.2 Lubrification

Quelques articles rapportent l'importance de la lubrification en taraudage par déformation et préconisent de ne pas utiliser d'émulsion [**Nov_75**] mais plutôt des huiles soufrées [**Cha_75**, **Nov_75**] ou chlorées [**Cha_75**], sans toutefois apporter d'autres informations que cette conclusion. Seule l'étude de V. Ivanov et al. [**Iva_97**] rapporte des résultats d'essais avec quatre fluides utilisés dans quatre matériaux avec un taraud M6. La **Figure 2.21** montre que le couple peut varier de 100% suivant les matériaux taraudés en changeant le lubrifiant. Ces résultats montrent donc que les émulsions ont un faible effet

lubrifiant en taraudage par déformation par rapport à une huile additivée avec des paraffines chlorées.

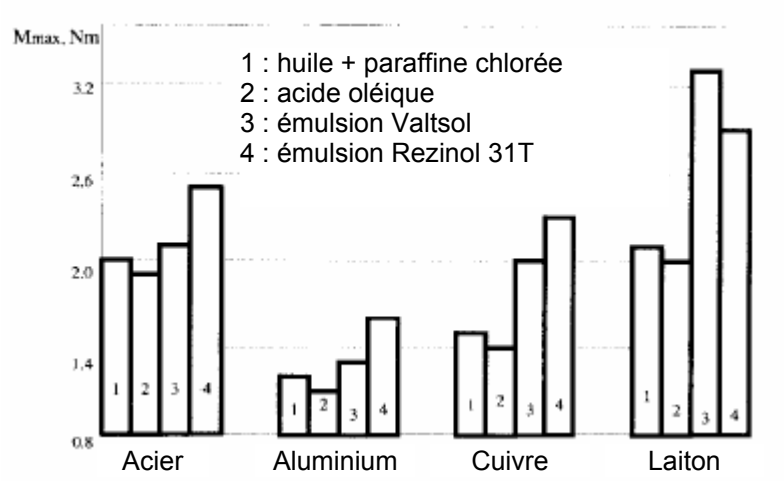


Figure 2.21 : Effet du lubrifiant sur le couple de taraudage [**Iva_97**].

L'effet important d'une huile sur le couple permet de penser qu'il est incontournable d'utiliser un média entre l'outil et le matériau afin d'éviter le grippage au moment de l'inversion du sens de rotation de l'outil.

2.2.3.3 Résistance des filets

La résistance des filets obtenus par taraudage par déformation suscite naturellement de l'intérêt. Dans quelle mesure l'écrouissage de la matière contribue-t-il à une résistance accrue du filet par rapport à un filet coupé, et, en contre partie, le creux au sommet du filet et le pourcentage de filet affecte-t-il cette résistance ?

Les seules caractérisations de la résistance des filets recensés le sont à la traction simple dans le cas de l'alliage d'aluminium 319 par A. Agapiou [**Aga_94**], d'un alliage d'aluminium et du laiton, sans plus de précision sur ces alliages, par R. Chandra et al. [**Cha_75**].

Le mode de rupture observé par A. Agapiou [**Aga_94**] est un cisaillement des filets taraudés au niveau du diamètre *D*. Ses essais montrent d'une part, que la contrainte de cisaillement des filets obtenus par coupe est en moyenne de 17% supérieure à celle des filets obtenus par déformation, et d'autre part, qu'un pourcentage de filet élevé entraîne une augmentation de la résistance du filet obtenu par déformation. Ces deux conclusions ne font pas l'objet d'explications et certaines mesures présentées montrent une résistance identique entre les deux types de filets.

R. Chandra et al. [**Cha_75**] mesurent l'augmentation parallèle du pourcentage de filet et de l'effort de rupture du filet à la traction. Cette conclusion qualitative est en accord avec l'étude de A. Agapiou. Quantitativement, la comparaison n'est pas possible car les données de ces études ne sont pas les mêmes. Par contre, l'étude de R. Chandra et al., contrairement à celle de A. Agapiou, conclut à une résistance légèrement accrue des filets taraudés par déformation par rapport à ceux taraudés par coupe. Néanmoins, cette étude ne chiffre pas ce gain et ne propose que les résultats des essais d'arrachement des filets obtenus par déformation.

3 CARACTERISATION ET FORMATION DU FILET

3.1 Enjeux et objectifs

Le taraudage, en tant que produit, participe à la réalisation d'assemblages vissés qui doivent satisfaire à des conditions de fonctionnement en service imposées par le système. De ces conditions découle un cahier des charges pour le taraudage qui comprend des caractéristiques qui sont :

- d'ordre géométrique : type de filet / longueur minimum de la partie filetée / qualité géométrique du filet ;
- d'ordre mécanique et métallurgique : résistance à l'arrachement / résistance à la fatigue / contraintes résiduelles / état métallurgique.

L'enjeu d'une fabrication est, bien entendu, de fournir un produit qui respecte l'ensemble du cahier des charges et de satisfaire les contraintes technico-économiques (cadence de production, fiabilité, coût, délais…). Dans ce chapitre, la qualité géométrique du produit ainsi que ses caractéristiques mécaniques ne sont pas traitées. L'analyse faite ici se place au niveau du procédé et non du produit, et traite de la caractérisation métallurgique du filet formé. L'état du filet formé étant la conséquence d'un processus de formation, l'analyse de ce processus fera l'objet de diverses analyses.

Les paramètres expérimentaux utilisés pour les essais dans ce chapitre sont les suivants :

- Taraud : M12×1.5 6HX revêtu TiN
- Matériau : éprouvette de Type I en acier C70 au **§3.2** (cf. **Annexe II**) et en acier 42 CrMo 4 à l'état traité au **§3.3**
- Paramètres : V = 14 m/min (N = 370 tr/min) et ϕ = 11.34 mm
- Fluide : huile entière avec additifs extrême pression à base de soufre

3.2 Caractérisation du filet

3.2.1 Paramétrage d'un filet

Le taraudage par déformation conduit à l'obtention d'un filet par déplacement de matière. L'écoulement de la matière s'accompagne d'un écrouissage de celle-ci. Il est défini sur la **Figure 3.1** un repère cylindrique attaché à un trou taraudé. Les vecteurs de la base (e_r,e_θ,e_z) définissent respectivement la direction radiale, la direction tangentielle et la direction axiale. Elles constituent différentes directions d'observation utilisées ci-dessous mais aussi d'écoulement de la matière étudié en **§3.3**. Un point *M* du filet est paramétré par ses trois coordonnées (r,θ,z).

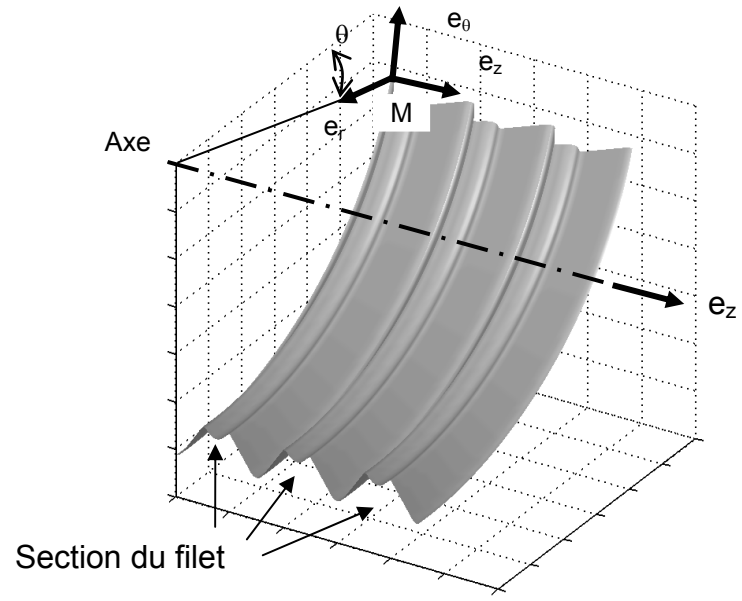


Figure 3.1 : Paramétrage du filet.

3.2.2 *Analyses micrographiques*

L'observation micrographique la plus simple qui peut être faite consiste à enrober des échantillons taraudés après les avoir coupés par un plan (O,e_r,e_z) contenant l'axe du taraudage, ce qui fait apparaître le profil de base du filet. Ces observations sont obtenues par préparation des échantillons de Type I (cf. **Annexe II**) selon la Méthode 1, explicitée en **Annexe III**.

La **Figure 3.2** montre un échantillon en acier C70 et un second en acier 42 CrMo 4 traité. La structure perlitique du C70 est à gros grains et rend aisément visible les zones déformées qui se situent le long du profil du filet. La couche blanche visible le long du profil du filet en C70 est un dépôt de nickel qui est utilisé lors de la préparation des échantillons pour éviter l'effet de bord (cf. **Annexe III**). L'échantillon en 42 CrMo 4 a une structure bainitique issue d'un traitement thermique. La bainite est un composé hors équilibre contrairement à celui du 1er échantillon. L'absence de changement de phase dans cet acier témoigne que les températures n'ont pas excédé 500°C, température à partir de laquelle il y aurait un recuit de l'acier, la baintique se décomposerait alors en ferrite et en perlite.

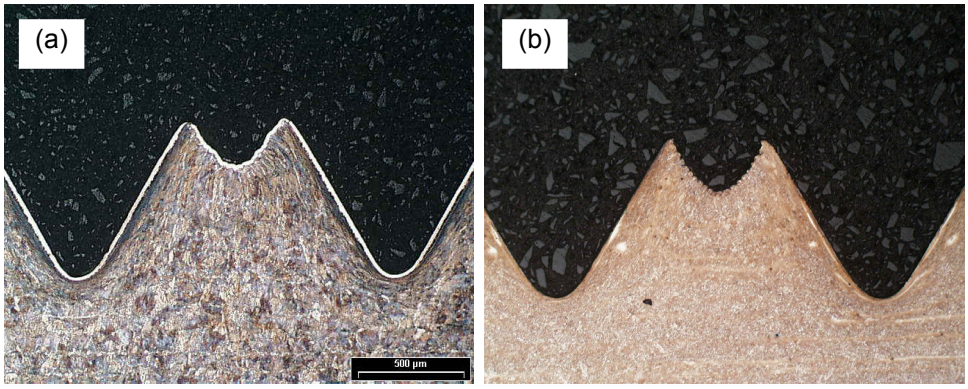


Figure 3.2 : Micrographies de taraudages par déformation M12×1.5 en acier C70 (a) et en acier 42 CrMo 4 traité (b).

La coupe des filets suivant un plan (O,e_r,e_z) fait apparaître que la matière s'est écoulée suivant la direction radiale (O,e_r) et la direction axiale (O,e_z) ce qui a permis la formation de la section du filet. La **Figure 3.3** montre un filet où cinq zones sont identifiées. Le matériau au cœur de l'échantillon, en zone Z1, n'a subi aucune déformation. La zone Z2, où les lobes du taraud ont directement agi, est fortement déformée. La matière s'est écoulée le long des flancs du taraud en zone Z3. Dans cette zone, la matière a subi une déformation importante ainsi qu'un déplacement. Au cœur du filet, en zone Z4, la matière est légèrement déformée suivant (e_r), à en juger la forme des grains. Toutefois, elle a subi un faible déplacement dans son ensemble. Enfin, en zone Z5, la matière est sur le bord libre : il s'agit de l'extrémité de la zone Z3 fortement déformée et de la zone Z4 qui l'est moins. La zone Z5 forme donc un creux au sommet du filet puisque la matière, dans l'application présente, s'écoule essentiellement depuis les flancs du filet et peu depuis son cœur.

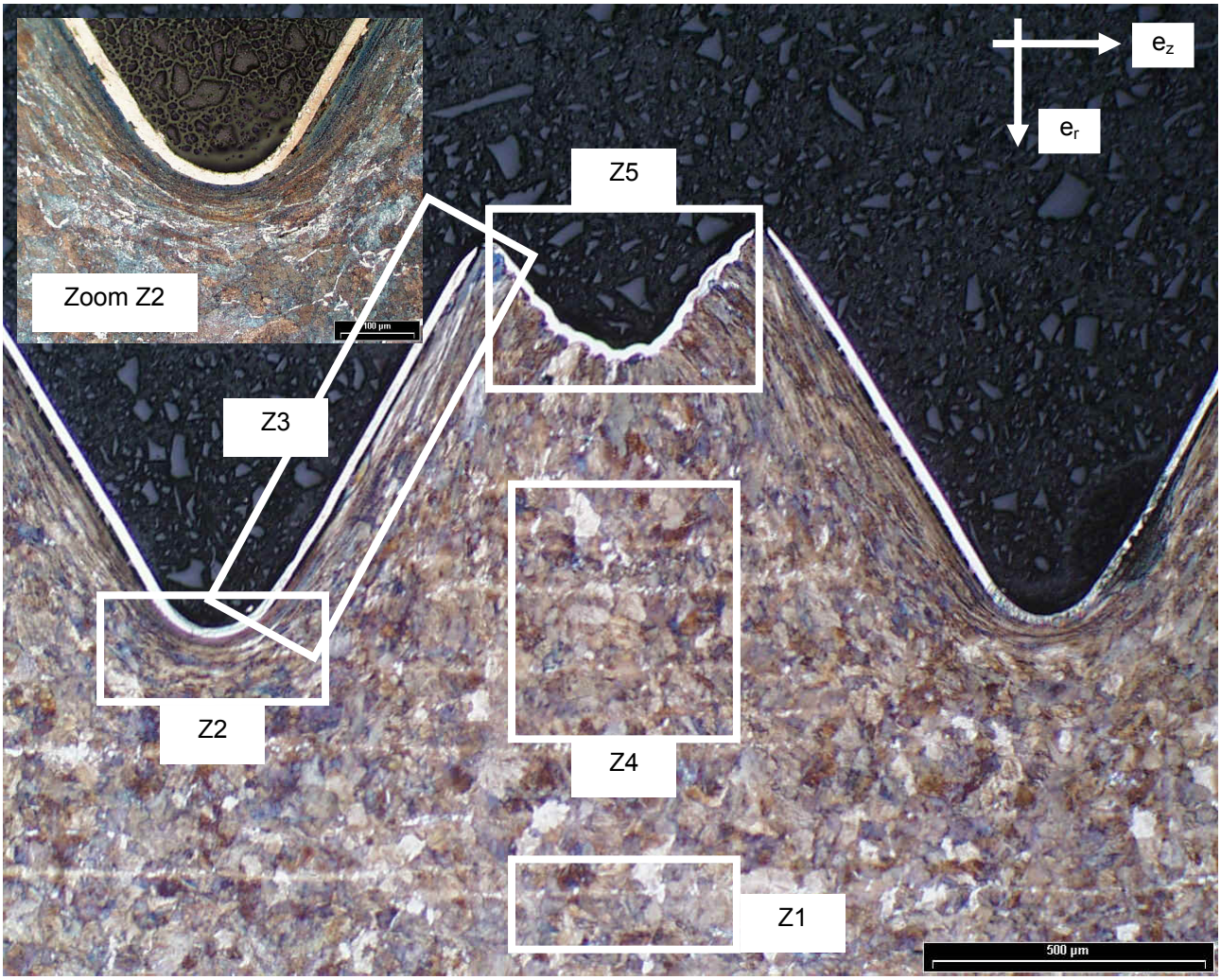


Figure 3.3 : Micrographies d'un taraudage M12×1.5 obtenu par déformation en acier C70.

La **Figure 3.4** montre un échantillon coupé suivant un plan (e_r,e_θ). La section observée n'est pas circulaire, c'est l'intersection du plan de coupe avec le profil du filet sur son hélice circulaire. Cette coupe permet donc l'observation suivant un plan (e_r,e_θ) du filet en tout point du profil de base. L'ensemble des points, de 1 à 7, décrivant le profil du filet est reporté sur la section coupée. La section est inscrite dans le cercle en pointillé, centré sur

l'axe du trou taraudé et de diamètre égal au diamètre maximum du profil du filet, c'est-à-dire passant par les points 1 et 7 du profil du filet.

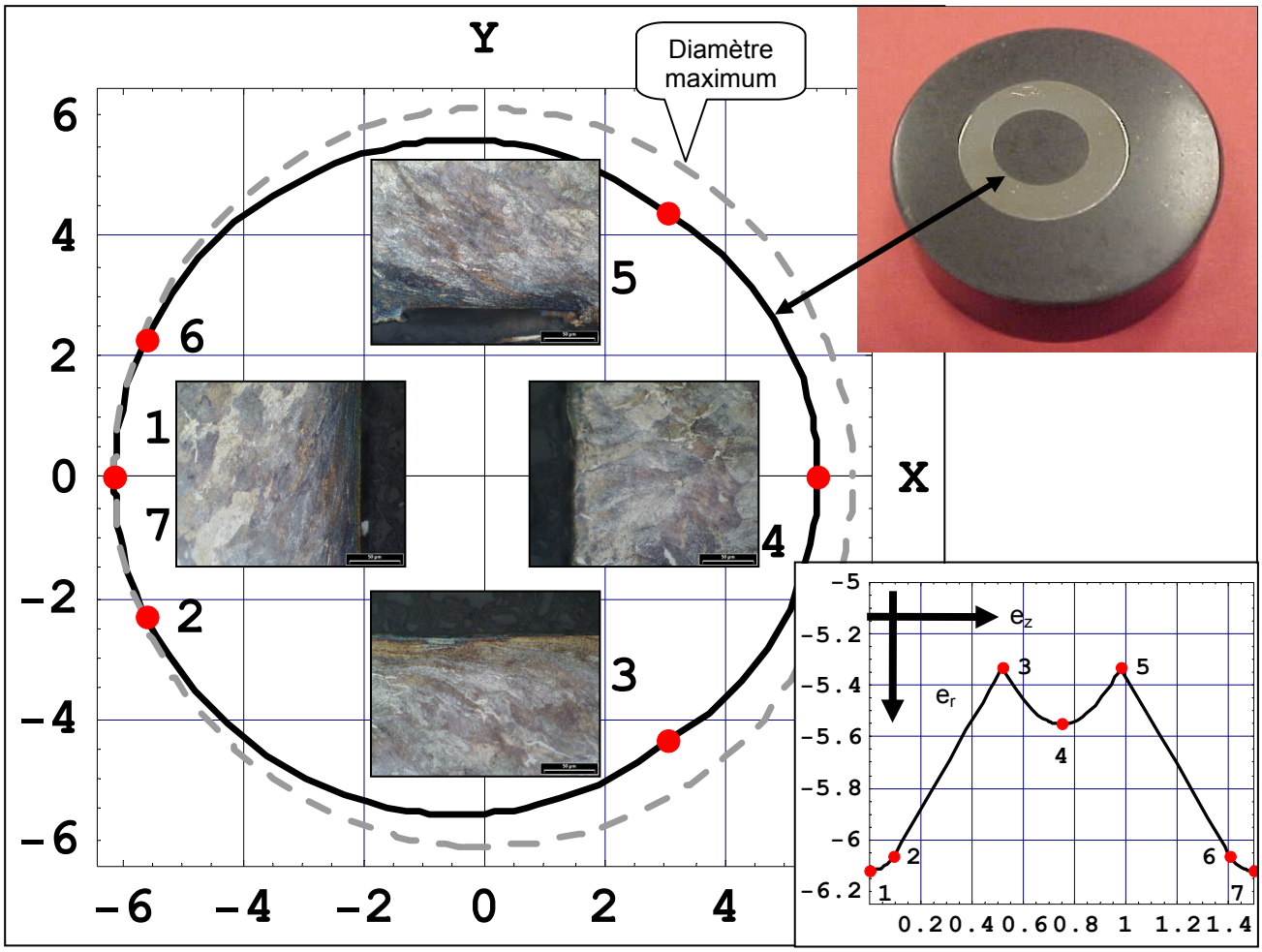


Figure 3.4 : Profil de la coupe d'un filet suivant un plan (e_r,e_θ) ou (X,Y).

L'observation de la coupe au point 1, qui est le pied du filet où la matière est la plus déformée, fait apparaître que celle-ci s'est déformée suivant (e_θ), c'est-à-dire suivant la direction tangentielle. L'épaisseur du matériau déformé au pied du filet est comparable suivant les coupes (e_r,e_z) et (e_r,e_θ), comme indiqué à la **Figure 3.5**. La déformation de la matière au pied du filet, i.e. située à des diamètres supérieurs au diamètre maximal du taraud, ne peut pas être expliquée par les écoulements dans les directions radiale et axiale, observés à la **Figure 3.3**, mais uniquement par l'écoulement tangentiel.

Il apparaît à la vue de l'observation des filets formés que l'écoulement de la matière est tridimensionnel, c'est-à-dire radial, axial et tangentiel dans le repère défini.

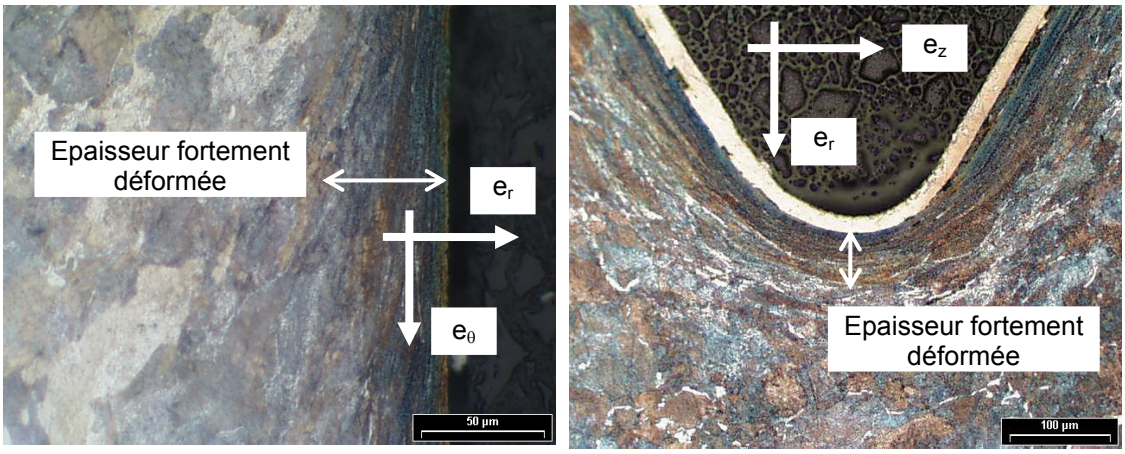


Figure 3.5 : Observations au pied du filet suivant (e_r,e_θ) et (O,e_r,e_z) d'un filet M12×1.5 en acier C70.

3.2.3 Caractérisation de l'écrouissage

La caractérisation de l'écrouissage du matériau déformé consécutivement à son écoulement sous l'action du taraud à refouler est quantifiée avec des mesures de microdureté.

Les mesures de microdureté sont essentiellement faites au pied du filet sur l'échantillon de Type I découpé et préparé suivant la Méthode 1. La **Figure 3.6** montre l'évolution de la dureté du matériau en fonction de la distance qui sépare le centre de l'indentation du pied du filet. La matière est de plus en plus écrouie du cœur vers l'extérieur de l'échantillon. Lors de cette série de mesures, la charge utilisée est relativement faible, ce qui conduit à de petites empreintes et permet de faire des mesures rapprochées et proches du bord grâce au dépôt de nickel. La dureté à 10 µm du pied du filet est de 540 HV, ce qui représente une augmentation proche de 100% de la dureté initiale de l'acier. Cet écrouissage important témoigne d'un haut niveau de déformation de cette zone. L'augmentation de dureté est faible et quasi linéaire du cœur jusqu'à 50 µm du pied du filet. L'augmentation principale est localisée dans la zone située entre 50 et 10 µm de la surface du filet. Cela révèle une couche limite, de faible épaisseur et fortement déformée. Les investigations la concernant sont de première importance puisqu'il s'agit de la surface de contact avec le taraud. Elle est donc impliquée dans l'usure de celui-ci et informe sur les conditions de frottement entre l'outil et la matière.

Afin de caractériser l'écrouissage de la matière, non pas au plus proche de la surface mais directement sur celle-ci, la mesure de dureté est faite directement sur le flanc d'un filet et perpendiculairement à ce flanc. Pour cela, un échantillon est découpé suivant la Méthode 3 (cf. **Annexe III**), c'est-à-dire de sorte à rendre un flanc du filet apparent. Ces mesures de dureté montrent une dureté du flanc, à mi-hauteur du filet, comprise entre 770 ± 30 $HV_{0.025}$. L'incertitude de mesure est grande car la taille de l'empreinte est faible, (7.75 µm de diagonale soit 1.56 µm de profondeur), et la surface du flanc n'est pas polie ce qui perturbe la mesure de l'empreinte. L'utilisation de charge plus importante induit une indentation trop profonde, c'est-à-dire que l'indenteur pénètre dans la sous-couche moins dure. Malgré l'incertitude, cela permet de conclure que la dureté de la surface est quasiment égale à celle du substrat en acier rapide du taraud utilisé, ce qui rend donc indispensable le revêtement dont il est muni.

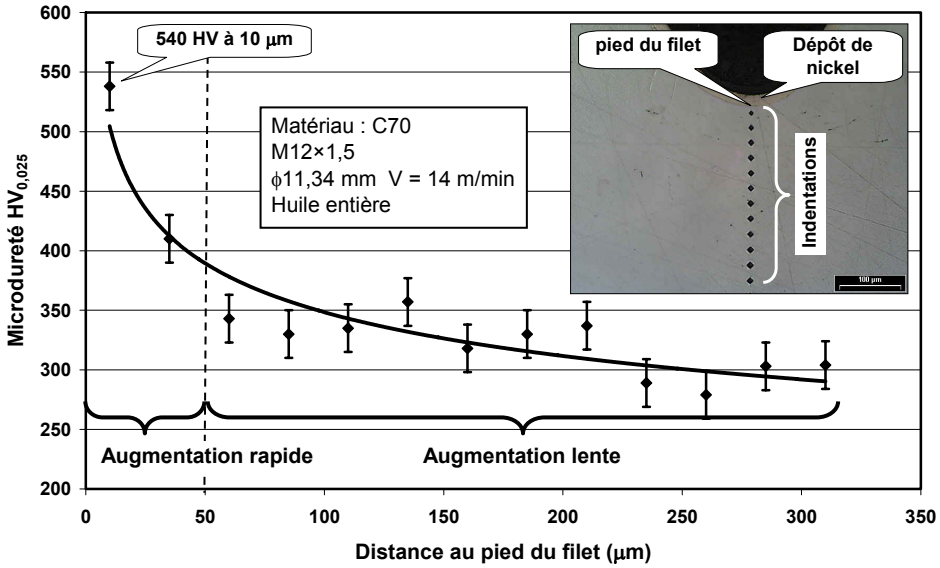


Figure 3.6 : Microdureté au pied d'un filet M12×1.5 en acier C70.

L'état de surface des flancs du filet est de bonne qualité, et de qualité supérieure à ceux taraudés par coupe. La **Figure 3.7** est une image MEB d'un flanc de filet sur lequel sont visibles des stries circulaires issues de la déformation plastique de la matière. Ces stries sont plus prononcées sur la partie basse du flanc que sur la partie haute. La rugosité arithmétique R_a mesurée suivant la direction (O,e_r) dans le cas de ces échantillons taraudés par déformation est de l'ordre de 0.17 µm. La hauteur d'un filet M12 est toutefois trop faible (< 1.2 mm) et la longueur de palpage du profil au rugosimètre est donc trop courte pour utiliser des filtres normalisés. L'étude des états de surface n'est pas approfondie dans ce chapitre, mais l'est au **Chapitre 6** avec la mesure des couples de serrage de vis.

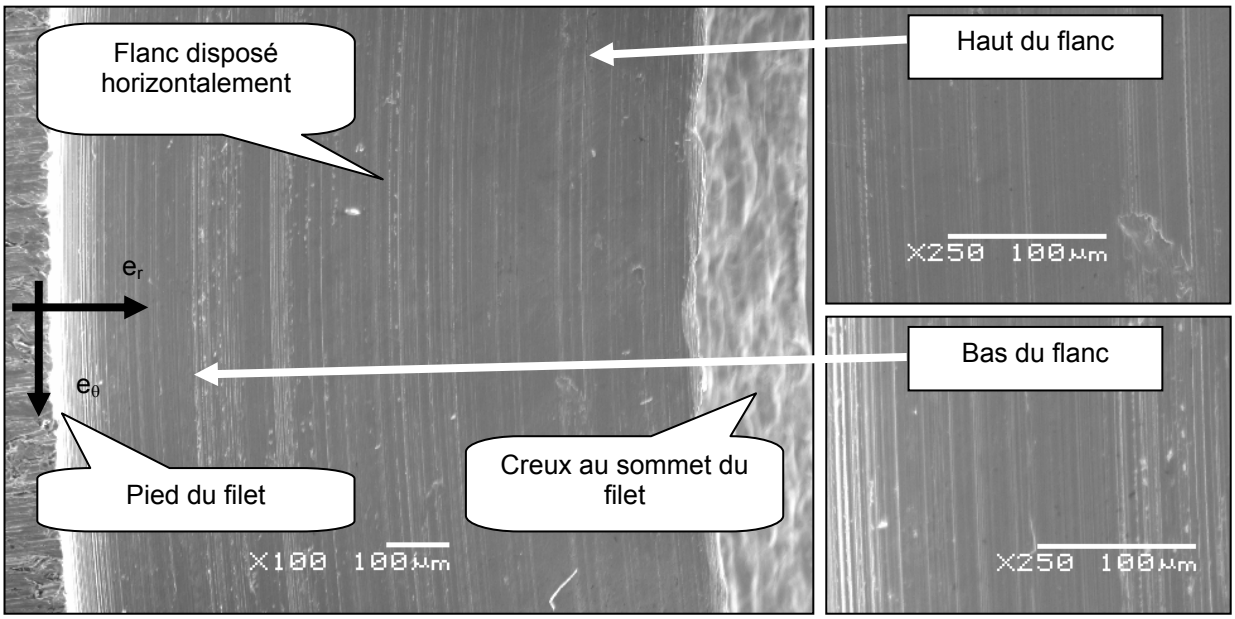


Figure 3.7 : Image MEB d'un flanc de filet M12×1.5 en acier C70.

L'épaisseur et la dureté de la couche durcie par l'écrouissage consécutive au taraudage dépendent de plusieurs paramètres. Elles dépendent de l'écrouissabilité intrinsèque du matériau utilisé, mais dépendent aussi de divers paramètres du procédé, notamment des qualités de lubrification du fluide utilisé à même de changer le frottement entre l'outil et la matière déformée. Cela fait l'objet du **Chapitre 4**.

3.2.4 Contraintes résiduelles

Suite à la plastification de la matière, il existe un état de contrainte résiduelle. Les filets assurant une fonction d'assemblage, il est souhaitable que les contraintes résiduelles soient des contraintes de compression afin d'assurer la tenue à la fatigue.

Des mesures de contraintes résiduelles sont faites sur des pièces prélevées en production chez Peugeot-Citroën. Il s'agit de filets M7×1 en acier C70 taraudé avec une huile différente de celle utilisée pour les autres essais présentés dans ce chapitre. Etant donné la petite taille du filet, le flanc est la seule surface sur laquelle il est possible de faire diffracter des rayons X. Par conséquent, les pièces sont découpées suivant la Méthode 4 (cf. **Annexe III**) afin de rendre apparent le flanc des filets. Ces mesures ont été possibles grâce à la collaboration de Jean-Lou Lebrun de l'ENSAM d'Angers.

Le plan diffracté est le plan (211) de la ferrite. La petitesse de la surface diffractée, de 1000 μm par 700 μm, fait que l'intensité des pics de diffraction ne dépasse pas 170 USI alors qu'une amplitude de 400 USI est nécessaire par s'assurer de la fiabilité de la mesure. Par conséquent, les mesures se limitent à la surface et aucune mesure de contrainte résiduelle n'est faite en profondeur. D'autre part, pratiquement, il est difficile de faire des polissages électrolytiques pour attaquer la surface du flanc, tout en connaissant la profondeur de l'attaque.

Le **Tableau 3.1** rapporte les résultats des mesures de contraintes résiduelles sur le flanc du filet M7×1. Le repère utilisé est le repère défini à la **Figure 3.1**, mais incliné de 30° pour que le plan (e_r,e_θ) soit compris dans le flanc du filet. L'incertitude 1 est liée la détection du niveau du pic de diffraction et l'incertitude 2 est liée à la répétitivité des mesures lors du cycle de mesure (9 mesures).

	Valeur (MPa)	**Incertitude 1 (MPa)**	**Incertitude 2 (MPa)**
σ_{rr}	-549	±168	±108
$\sigma_{r\theta}$	39	±29	±19
$\sigma_{\theta\theta}$	-283	±162	±93
$\sigma_{\theta r}$	0	±31	±18

Tableau 3.1 : Contraintes résiduelles sur un filet M7×1 en C70.

Ces mesures sont peu précises ; toutefois, elles permettent d'affirmer, dans le cas de ces filets, que les contraintes résiduelles sont des contraintes de compression. Il faut noter que la contrainte de cisaillement $\sigma_{r\theta}$ est nulle. Il convient de préciser que ces pièces sont taraudées avec une huile particulièrement performante. Il s'agit de l'huile n°1 testée au **Chapitre 4**. Il est probable que le média utilisé soit très influant sur les contraintes résiduelles en surface de ces filets, puisque, en fonction de son aptitude à la lubrification, les contraintes de traction dues au frottement de l'outil sur le filet sont plus ou moins élevées.

3.2.5 Texture du matériau

La texture du matériau après déformation constitue une information sur l'écoulement plastique, l'anisotropie qu'il peut créer, et le mode de sollicitation de la matière. Deux moyens d'analyse sont utilisés : la diffraction de rayons X et l'EBSD. Les mesures de diffraction de rayons X ont été faites en collaboration avec M. Karim Inal à l'ENSAM de Metz et celles d'EBSD (Electron Back Scattered Diffraction) avec M. Jérôme Crépin à l'Ecole Polytechnique. Dans le cas de ces deux techniques, c'est évidemment la phase ferritique de l'acier C70 qui est diffractée.

L'analyse porte sur les flancs de filets sans aucune attaque comme pour les mesures de contraintes résiduelles. Afin d'avoir une intensité des pics de diffraction de rayons X satisfaisante, il est nécessaire d'augmenter la taille de la surface analysée ; en conséquence des filets M18×2.5 en acier C70 sont spécialement taraudés pour ces investigations. Les éprouvettes utilisées sont de Type III (cf. **Annexe II**), le repère et la méthode de découpe utilisés sont identiques à ceux du **§3.2.4**.

La **Figure 3.8** montre les figures de pôles des plans (110) et (200) de multiplicité respective 6 et 3. La diffraction en incidence rasante n'étant pas possible, l'angle Ψ est limité entre 0°et -65°. La plupart des pôles sont en dehors de la zone d'exploration. D'autre part, le rapport entre les pôles intenses et l'intensité moyenne atteint au maximum R = 4 pour le plan (110) et R = 3 pour le plan (200), ce qui est faible. Aucun autre plan ne diffracte avec une intensité suffisante pour établir d'autres figures de pôles. Il n'est donc pas possible de faire un calcul de la figure d'orientation et de déterminer la ou les textures du matériau. Ces mesures tendent à montrer que la matière est peu texturée.

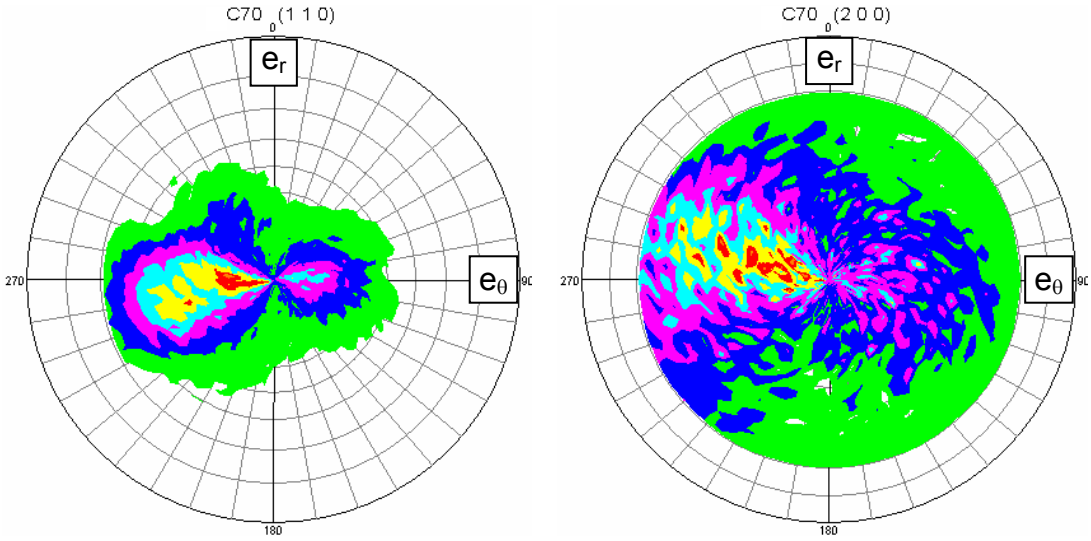


Figure 3.8 : Figures de pôles obtenus par diffraction de rayons X sur les flancs de filet M18×2.5 en acier C70.

Afin de compléter ces investigations, des mesures d'orientation cristalline sont faites avec la technique d'EBSD. Avec ce moyen d'analyse, il n'y a pas de problème pour établir les figures de pôles sur la plage Psi compris entre 0° et -90°. De plus, les mesures portent sur des zones plus petites et il est possible d'obtenir l'orientation de chaque grain. L'échantillon retenu est donc un filet M12×1.5 en acier C70 découpé suivant la Méthode 3 (cf. **Annexe III**). La surface explorée à la **Figure 3.9**, est de 700 µm par 215 µm alors que la hauteur du filet est d'environ 1 mm ; le pied du filet n'est donc pas observé. L'échantillon

subit un polissage mécanique et électrochimique afin d'avoir un état de surface nécessaire à la diffraction. Le taux de réponse est de 50%, c'est-à-dire qu'il y a diffraction sur 50% des points balayés par le faisceau. Cela tient notamment à la structure perlitique de l'acier C70 et donc à la présence de cémentite.

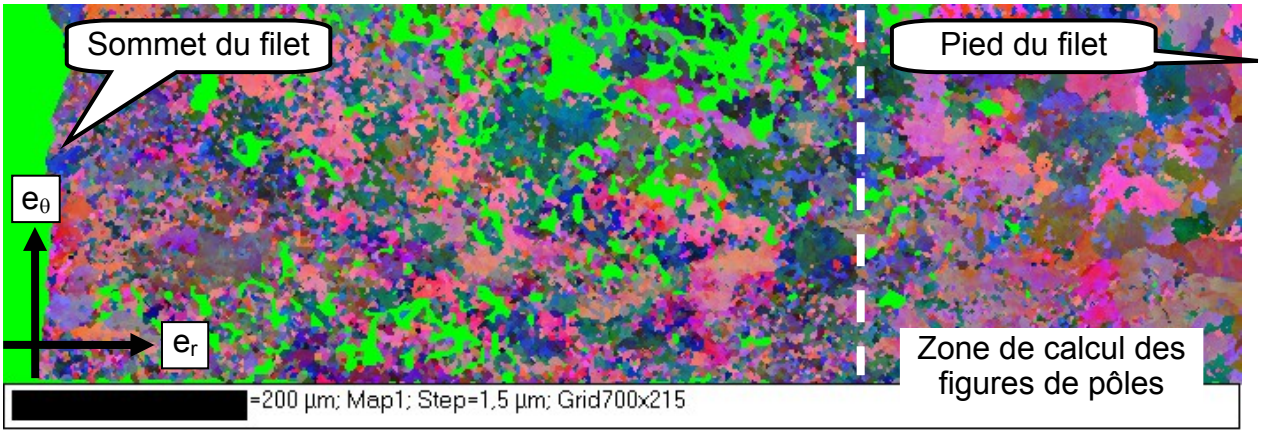


Figure 3.9 : Orientation des grains mesurées par EBSD du flanc du filet M12×1.5 en acier C70.

Sur la **Figure 3.9**, le pied du filet est davantage texturé que la partie supérieure. Les figures de pôles sont donc calculées sur cette partie et sont tracées à la **Figure 3.10**. La figure de pôles du plan (200) fait bien apparaître 3 pôles à 90°, toutefois le rapport d'intensité n'excède pas R = 4.

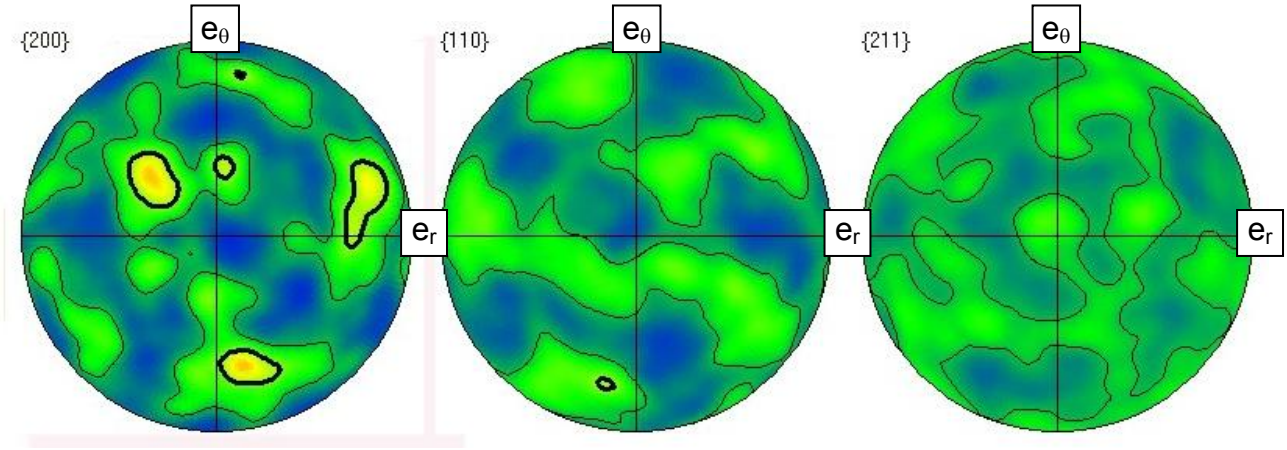


Figure 3.10 : Figures de pole obtenues par EBSD sur le bas du flanc de filet M12×1.5 en acier C70.

La conclusion de ces mesures est que, suite à l'opération de taraudage par déformation, la matière est peu texturée, et l'orientation la plus importante est au pied du filet, c'est-à-dire dans la zone la plus déformée. Dans la mesure où les températures sont inférieures à 500°C, il n'y a donc pas de recristallisation de la matière qui pourrait atténuer et modifier la texture de la matière après déformation. L'écoulement plastique n'entraîne donc pas une anisotropie importante du matériau ce qui peut s'expliquer notamment par le fait que l'acier est initialement isotrope et que la phase cubique centrée possède 24 systèmes de glissement.

3.3 Formation du filet

La caractérisation du filet proposé ci-dessus examine le filet formé, c'est-à-dire une fois sa formation achevée par tous les lobes du taraud. L'étude de la formation du filet a pour objet l'analyse des états intermédiaires entre un état initial, qui est le trou lisse, et un état final, le trou fileté, ainsi que le passage entre ces états.

3.3.1 Formation de la section du filet & écrouissage

L'opération de taraudage d'un trou borgne engendre un filetage complet sur toute la hauteur taraudée sauf en fond de trou où il reste l'empreinte de l'entrée du taraud. Comme le montre la **Figure 3.11**, au fond du trou taraudé le filet est incomplet dans le sens où il n'a pas fini d'être formé car tous les lobes de l'entrée n'ont pas agi. Sur le plan fonctionnel, la partie du filet incomplet est inutilisable et n'assure pas de fonction ; sa présence est inhérente au procédé de taraudage de trous borgnes et contraint la longueur de l'entrée du taraud comme expliqué au **§1.2**.

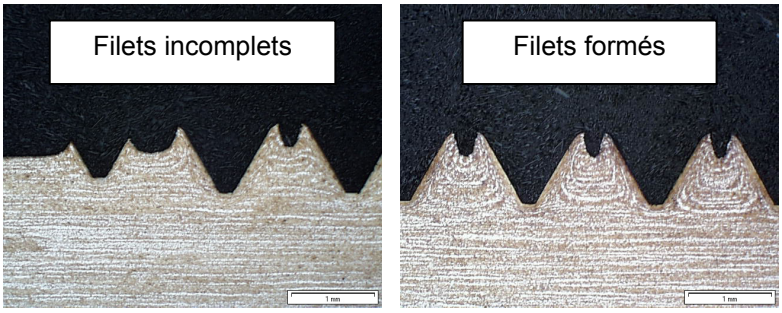


Figure 3.11 : Filets incomplets en fond de taraudage de trou borgne.

Cette partie de filet incomplet, qui est une contrainte pour les utilisateurs, est dans le cas présent une source d'investigation. L'état de formation de cette partie du filet évolue tous les cinquièmes de tour c'est-à-dire tous les 72°. En effet, à chaque cinquième de tour, le taraud utilisé ayant cinq lobes par tour, il y a un lobe de plus qui contribue à la formation de ce filet. Par conséquent, en observant le fond du taraudage tous les cinquièmes de tour, le filet est visible dans tous ses états intermédiaires, c'est-à-dire après l'action de chacun des lobes. Pratiquement, la Méthode 2 de découpe explicitée en **Annexe III** est utilisée pour préparer un échantillon permettant les observations de la **Figure 3.12**.

A l'état 1 de la **Figure 3.12**, le premier lobe actif (cf. **§1.2**), nommé L1, a travaillé la matière et commence donc à former le flanc droit du filet. A l'état 2, le lobe L2 a opéré en plus du premier et le flanc est donc davantage formé qu'à l'état précédent. A l'état 6, le taraud a fait un tour et le lobe L1 a donc commencé à former le flanc gauche du filet et le lobe L6 a contribué à la formation du flanc droit, en plus des cinq précédents. A cet état l'angle de l'entrée du taraud est visualisable. A partir de l'état 10, le flanc droit du filet a été achevé par le lobe L10, qui est le dernier lobe de l'entrée du taraud, c'est-à-dire que le lobe suivant, L11, est situé sur le même diamètre. C'est un tour plus tard, à l'état 15, que le flanc gauche du filet est achevé par le lobe L10.

Ce découpage permet d'accéder en différents endroits de la pièce aux différents états intermédiaires du filet. Pour la suite, il est supposé qu'il est équivalent de considérer qu'il s'agit du même endroit observé à différents instants de la formation. D'autre part, il est supposé aussi que ces états de formation du filet observés représentent significativement ce qui se passe durant le processus pendant lequel le taraud déforme la matière : l'arrêt

du taraud et l'inversion de la rotation sont suffisamment rapides pour ne pas influer sur la formation du filet en cours. A titre de comparaison, la méthode ci-dessus est au taraudage ce qu'est un essai de coupe brusquement interrompue à l'étude de la coupe orthogonale, l'outil étant éjecté par l'inversion du sens de rotation de la broche.

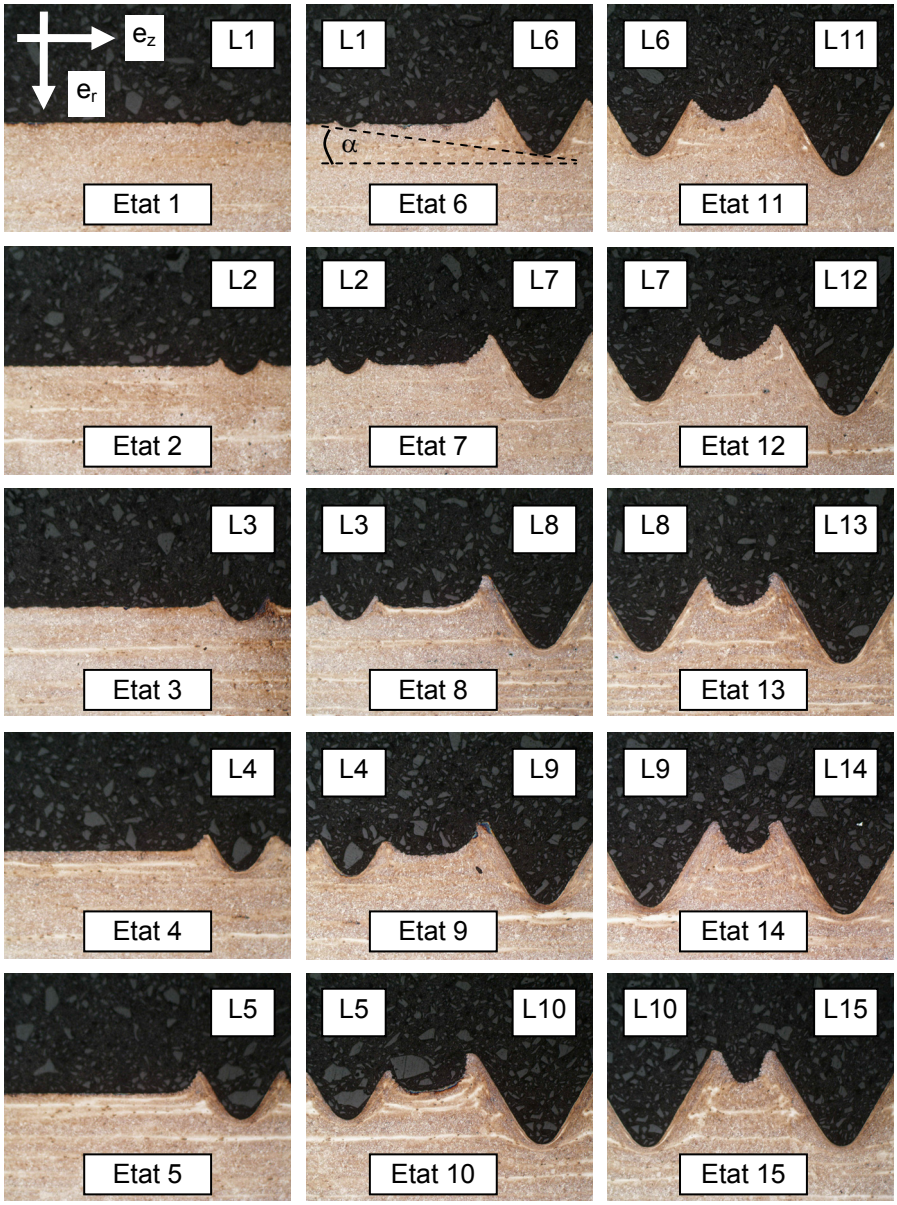


Figure 3.12 : Etapes de la formation lobe après lobe d'un filet M12×1.5 en acier 42 CrMo 4.

Ces micrographies retracent la formation de la section du filet, c'est-à-dire de l'écoulement radial et axial. Les mesures de dureté au **§3.2.3** sont faites sur le filet à l'état 15, c'est-à-dire le filet étant achevé ; le niveau d'écrouissage du filet est désormais accessible après l'action de chaque lobe.

La **Figure 3.13** représente la microdureté mesurée à 50 μm au pied du filet en fonction du nombre de lobes ayant travaillé. Le premier lobe déforme la matière dans son état de base et la dureté mesurée est quasi égale à celle du matériau à cœur. La matière est à ce stade peu déformée et donc peu écrouie. La mesure correspondant au lobe L2 est vraisemblablement erronée, et il n'en est pas tenu compte. La dureté augmente ensuite

après l'action de chaque lobe. Un lobe déforme donc la matière qui est dans un état plus écroui que celle déformée par le précédent. Par conséquent le lobe L10, qui est le dernier lobe dans l'entrée du taraud, déforme la matière dans sont état le plus écroui. La dureté à 50 μm du pied de filet que déforme le lobe L10 est supérieure à 420 HV alors que celle déformée par le premier lobe, L1 n'est que de 284 HV. Cet écart est considérable et explique l'apparition de l'usure en premier lieu sur le lobe L10. Cela est constaté en production dans l'industrie et fait l'objet d'investigations au **Chapitre 5**.

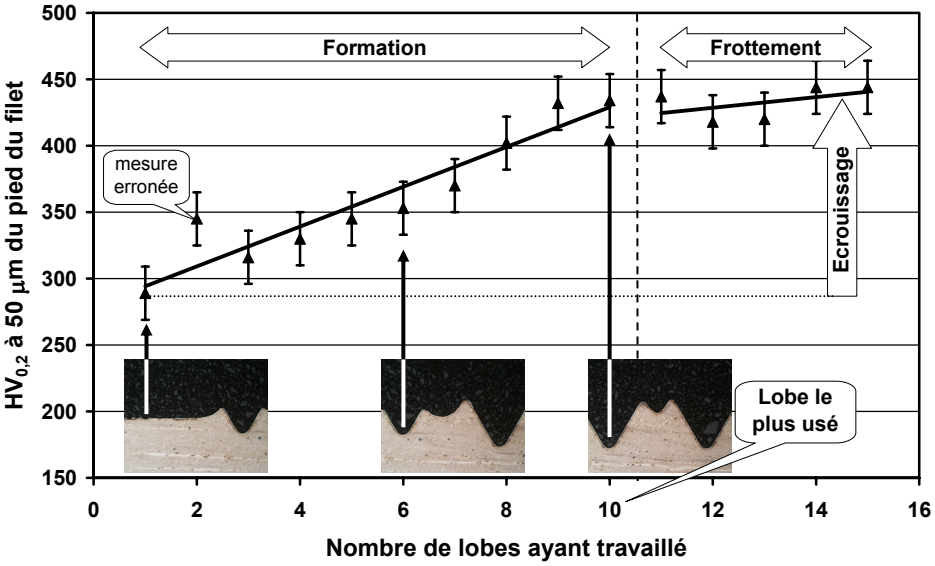


Figure 3.13 : Evolution de la dureté au pied du filet pendant la formation.

Les lobes situés après le lobe L10 ne contribuent pas à la formation du filet, ils frottent sur le trou fileté du fait du retour élastique de la matière déformée et la dureté mesurée à 50 μm du pied du filet n'évolue plus. Toutefois, il n'est pas établi que ces lobes en frottant n'affectent pas la métallurgie de la surface à des profondeurs jusqu'à 50 μm. Ils frottent deux fois sur le trou fileté, au moment du taraudage ainsi qu'au retour du taraud après inversion du sens de rotation de la broche. Le deuxième passage pourrait, pour le besoin de l'investigation, être supprimé en taraudant un trou débouchant et en arrêtant la machine à ce moment-là. Le taraud peut alors être démonté et sorti pas l'autre côté de la pièce. Il est donc possible de comparer l'état du filet après un seul passage et après un deuxième passage. Ceci n'a pas été fait ; toutefois la pression de contact entre un lobe frottant et le filet est forcément inférieure à celle impliquant le dernier lobe qui contribue à la formation. C'est donc ce lobe qui détermine davantage les propriétés de la surface.

La connaissance des différents états de formation du filet après l'action de chaque lobe ne constitue qu'une connaissance partielle de la formation. En effet, l'écoulement qui permet le passage d'un état à l'autre reste au demeurant inconnu. La **Figure 3.14** montre des images MEB du fond d'un trou taraudé et permet de visualiser extérieurement l'écoulement 3D entre deux états assurés par le travail d'un lobe où il s'est arrêté.

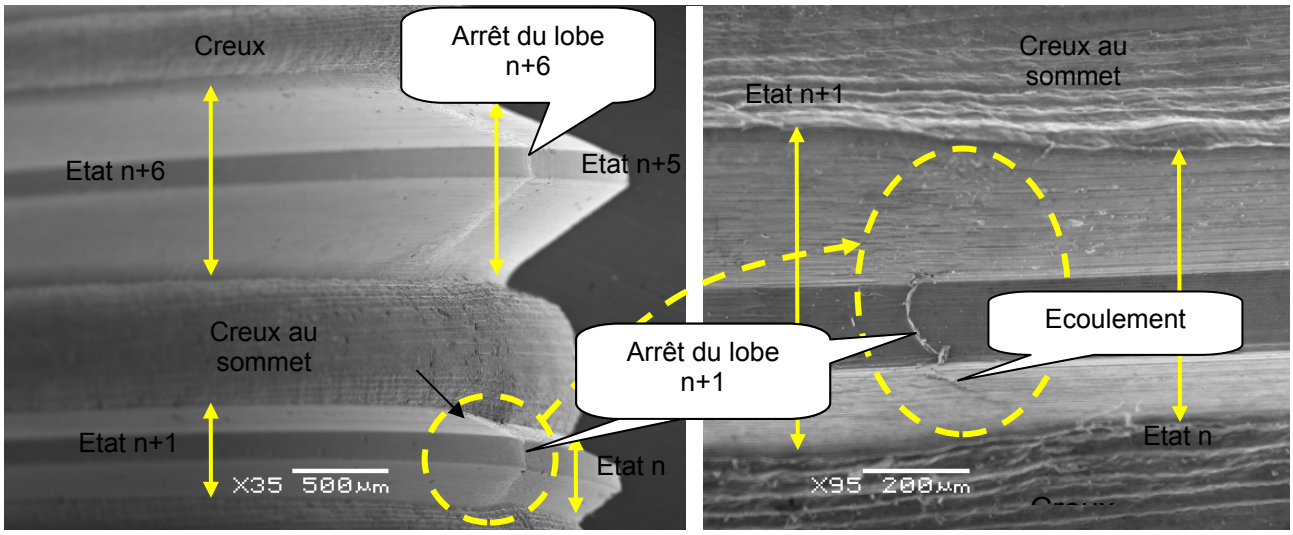


Figure 3.14 : Ecoulement de la matière entre deux états.

3.3.2 Etude du bord libre du filet

La démarche expliquée à la **Figure 3.12**, qui identifie les différents états de la formation du filet, permet d'établir que la frontière du creux au sommet du filet est initialement une génératrice du cylindre que constitue l'avant-trou (cf. **Figure 3.15**). Après l'action du lobe L1 à l'état 1 qui sépare cette frontière en deux, elle n'est à aucun instant de la formation du filet en contact avec l'outil. C'est le bord libre de la matière, c'est-à-dire que la contrainte normale est nulle sur cette frontière. L'existence de ce bord libre est indispensable au refoulement de la matière, c'est le front de l'écoulement plastique.

Le lobe L1 étant l'unique lobe à être en contact avec la surface de l'avant-trou, cela permet de conclure que l'état de surface et l'intégrité du trou lisse n'ont guère d'influence sur l'opération de taraudage par déformation. En effet, un perçage au foret carbure dans des conditions sévères pouvant conduire à un écrouissage superficiel du trou réalisé n'affectera que les conditions de travail du premier lobe. Or, comme mentionné précédemment, le lobe le plus usé est le lobe L10 qui déforme la matière dans un état beaucoup plus écroui.

La **Figure 3.15** montre la transformation imposée par le taraudage à la génératrice du cylindre pour devenir le profil du creux au sommet du filet. La longueur de ce profil est initialement égale au pas. La mesure du profil à l'état final montre un rétrécissement important de sa longueur. La comparaison entre ces deux états permet le calcul d'une valeur de déformation logarithmique moyenne ε_{LLmoy} du profil. Cette valeur tient compte uniquement des déformations ε_{rr} et ε_{zz} mais constitue déjà une estimation possible des ordres de grandeur des déformations imposées par le procédé étudié. La valeur de la déformation moyenne sur le profil du creux au sommet du filet vaut ε_{LLmoy} = -90% (±5%).

Les sommets du creux au sommet du filet, points P1 et P2 sur la **Figure 3.15**, sont parfaitement localisables dans le plan (e_r,e_z) à l'état initial. Les composantes radiale et axiale du déplacement de ces points sont donc mesurables. Le déplacement radial $U_r(P1)$ est égal au déplacement $U_r(P2)$ et vaut -520 µm, ce qui représente 71% de la hauteur du filet. Le déplacement axial $U_z(P1)$ est opposé au déplacement $U_z(P2)$ et vaut -510 µm, ce qui représente 33% du pas du filet. Les points P1 et P2 sont les points du filet ayant subi le déplacement axial le plus grand.

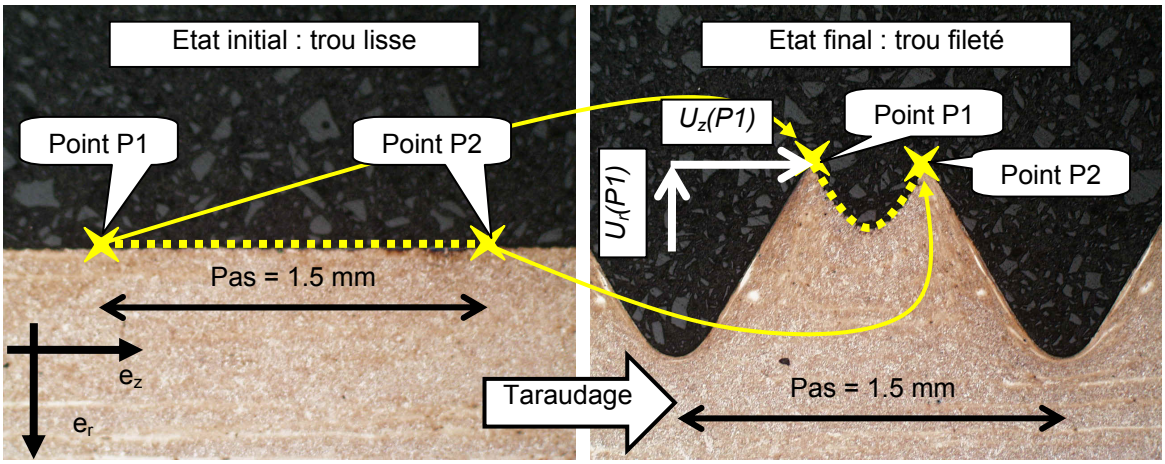


Figure 3.15 : Déplacements radial et axial des sommets du filet.

L'avant-trou étant calibré avec une tête à aléser comme expliqué en **Annexe I**, le profil étudié porte donc les traces du bec de l'outil d'alésage comme indiqué à la **Figure 3.16**. Il est constitué d'arcs de cercle de rayon r_ε = 0.4 mm distants de l'avance utilisée f = 0.07 mm/tr.

La distance entre ces arcs de cercle diminue après déformation de la matière par l'opération de taraudage. La comparaison entre ces deux états permet le calcul d'une valeur de déformation logarithmique locale ε_{LL} le long du profil. Au centre du creux du sommet du filet, la déformation vaut ε_{LLmax} = -111%. Dans le cas d'un filet plus formé avec un taraud ayant un profil différent (plat au sommet), ε_{LLmax} atteint -137%. Ces ordres de grandeur de ε_{LL} sont réalistes, et la Zone Z5 n'étant pas la plus déformée, cela permet de supposer que les niveaux de déformation sont plus importants dans les Zones Z2 et Z3.

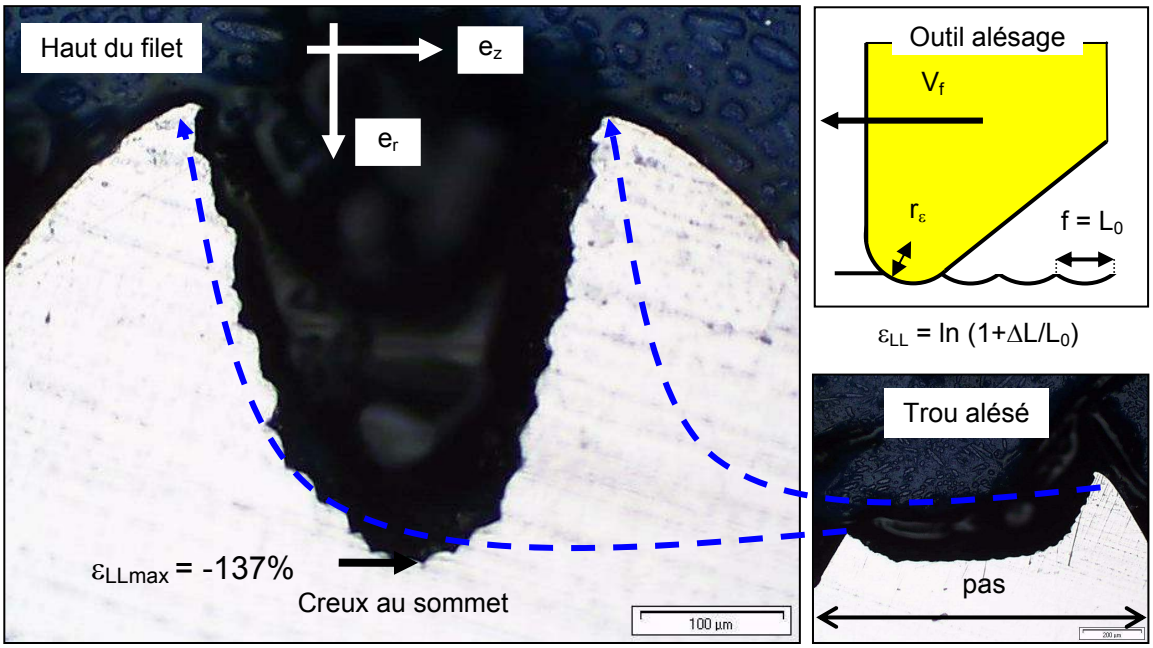


Figure 3.16 : Déformation ε_{LL} au creux du sommet du filet.

3.3.3 Principe et objectif de la mesure du champ de déplacement

L'objectif est d'établir expérimentalement le champ de déplacement de la matière consécutivement à l'opération de taraudage par déformation. Ce champ de vecteur est exprimé en fonction des trois coordonnées cylindriques dans le repère défini au **§3.2.1**, par l'équation (3.1).

$$\underline{u} = u_{r(r,\theta,z)}.\underline{e}_r + u_{\theta(r,\theta,z)}.\underline{e}_\theta + u_{z(r,\theta,z)}.\underline{e}_z \qquad (3.1)$$

En fait, le filet étant un hélicoïde, chaque composante de ce champ vectoriel est ramenée à une fonction à deux variables, comme le montre l'équation (3.2). "*p*" est le pas par radian, égal à $1.5/2\pi$ mm.rad^{-1}.

$$u_i(r,\theta,z) = U_i(r, z + p.\theta) \quad , \quad i \in (r,\theta,z) \qquad (3.2)$$

La connaissance expérimentale du champ de déplacement doit permettre de déterminer les déformations et de calculer les contraintes engendrées par le procédé de taraudage par déformation. Le schéma de calcul mis en œuvre est explicité à la **Figure 3.17**.

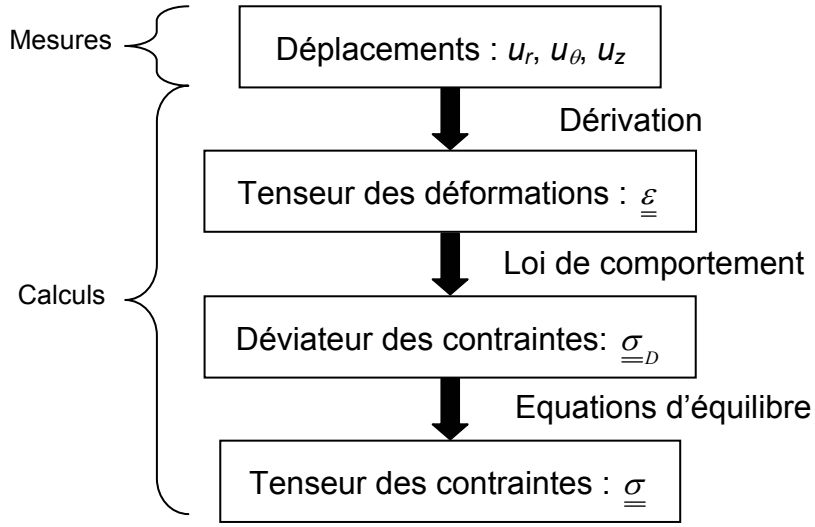


Figure 3.17 : Schéma de calcul mis en œuvre.

Le principe utilisé pour mesurer le déplacement de la matière est de tarauder une éprouvette composée de deux pièces assemblées par vis comme le montre schématiquement la **Figure 3.18**. Les deux surfaces en contact sont planes et rectifiées avant assemblage, perçage, alésage, et enfin taraudage. Du fait de l'écoulement plastique lié à l'opération de taraudage, ces surfaces initialement planes se gauchissent, et donc ne sont plus planes en tous points. La différence entre ces deux états est égale à la composante du déplacement dans la direction normale à la surface initiale. La **Figure 3.18** montre la position du plan d'assemblage des trois différents types d'éprouvettes qui ont été utilisées pour mesurer le déplacement de la matière dans les directions axiale, tangentielle et radiale.

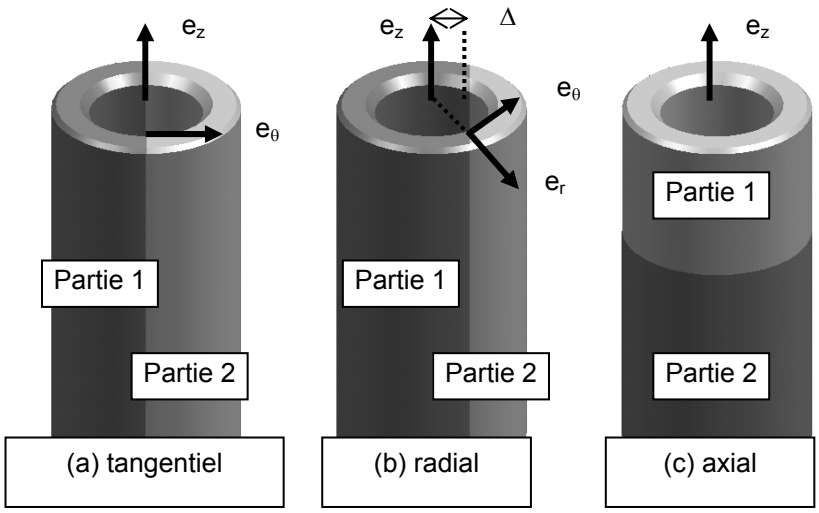


Figure 3.18 : Principe de mesure des composantes du champ de déplacement.

Une éprouvette est donc composée de deux parties assemblées ; par conséquent la présence de la scission dans le matériau taraudé réduit, par rapport à une éprouvette monolithique, la contrainte tangentielle dans le plan d'assemblage qu'il est possible de transmettre pendant l'écoulement. Néanmoins, le déplacement est mesuré perpendiculairement au plan : il est donc supposé que cela ne modifie pas l'écoulement et la mesure faite du déplacement. D'autre part, l'assemblage vissé des deux parties d'une éprouvette, étant donné le nombre et la classe de qualité des vis utilisées et l'aire de la surface de contact des deux parties, introduit une pression de contact uniforme inférieure à 10 MPa pour les trois expériences. Cette précontrainte est très faible comparée à la limite d'élasticité de 650 MPa du matériau, son influence est donc considérée comme étant négligeable.

Les expérimentations explicitées ci-dessous permettent la mesure du champ de déplacement entre l'état initial, c'est-à-dire le trou lisse, et l'état final, c'est-à-dire le trou fileté, comme le montre la **Figure 3.15**. Le déplacement de la matière dû à l'action de chacun des lobes n'est pas connu. La démarche est comme globale, alors qu'en réalité la formation du filet est incrémental de par l'action de chaque lobe, et que chaque lobe a une action continue. C'est donc une simplification dont la conséquence n'est pas connue : sous estimation, ou surestimation des déformations.

3.3.4 Mesure du déplacement tangentiel U_θ

Afin de mesurer le déplacement tangentiel, le plan des surfaces d'assemblage contient l'axe du trou, comme le montre la **Figure 3.18(a)**. Par conséquent, dans cette configuration, la direction normale à ce plan est la direction d'écoulement tangentiel e_θ.

Pratiquement, l'expérience est réalisée avec l'éprouvette de Type C dont les spécificités géométriques sont expliquées en **Annexe III.** L'éprouvette assemblée est directement fixée sur la platine de mesure de couple comme le montre la **Figure 3.19**. Le plan d'assemblage est alors palpé ce qui permet de faire l'origine programme de la CN dans ce plan. L'avant-trou et le taraudage sont ainsi exécutés et localisés précisément.

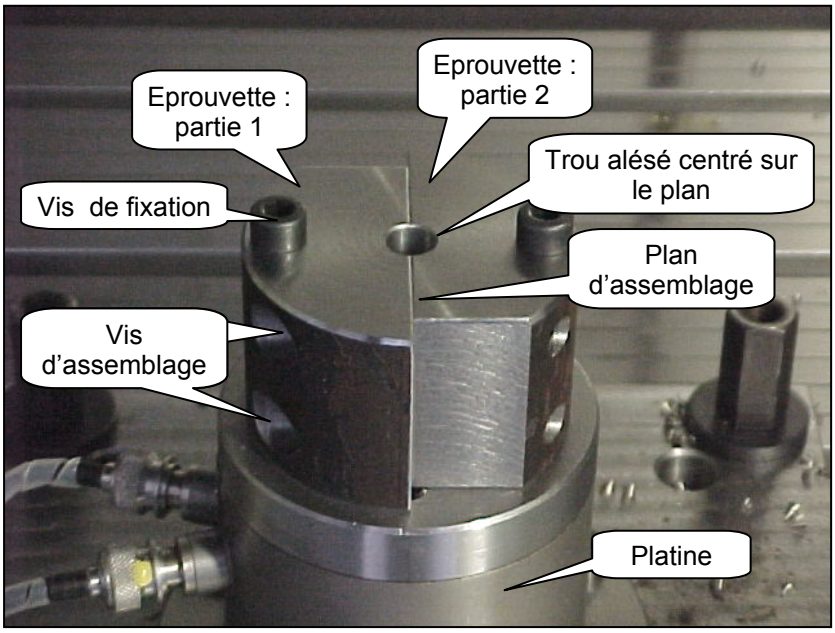


Figure 3.19 : Photo de l'expérience pour la mesure montrant le déplacement tangentiel.

Après taraudage, les deux parties de l'éprouvette sont séparées et l'observation de celles-ci au MEB, **Figure 3.20**, montre que la surface initialement plane s'est gauchie au voisinage du profil du filet du fait de l'écoulement plastique. Sur une même partie de l'éprouvette, d'un côté du filet la matière est « entrée » dans la pièce et de l'autre elle en est « sortie » ; les deux formes sont complémentaires. Le déplacement tangentiel, U_θ, est d'autant plus important que le point considéré est proche du sommet des flancs du filet. L'intérieur du filet, zone éloignée de l'outil, ne subit aucun déplacement dans la direction tangentielle. Cependant, il apparaît une fine couche fortement déformée, d'épaisseur de 5 à 25 μm, le long des flancs et du pied du filet. Elle peut s'expliquer par une importante contrainte de cisaillement liée au frottement avec l'outil et cela corrèle la présence de la couche limite établie au **§3.2.3**.

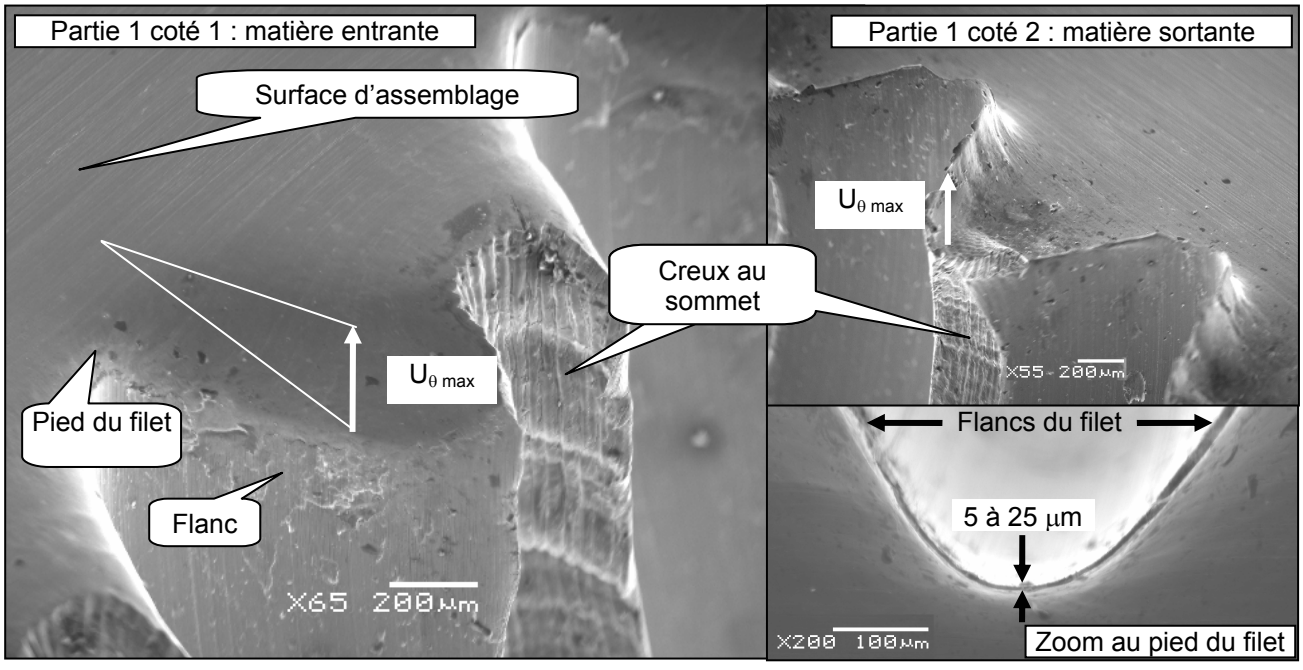


Figure 3.20 : Images MEB de la surface du déplacement tangentiel.

La surface donnant le déplacement tangentiel est ensuite mesurée au moyen d'un rugosimètre 3D Surfascan fabriqué par la société Hommel Somicronic. Le capteur de cet appareil a une course de 6 mm et permet donc de faire un scanning de la surface. Le stylet utilisé est en carbure avec un angle de pointe de 30° et un rayon de 50 μm. Ce type de mesure pose des problèmes de talonnage de stylet, de rotation de surface et d'interpolation ainsi que de prise de référence. La méthode de mesure et de traitement de la surface est explicitée en **Annexe V.** Le pas de mesure utilisé est de 10 μm. Cette résolution n'est pas très bonne au regard de l'épaisseur maximale de 25 μm de la couche limite. En raison de ces difficultés, une méthode de mesure optique de cette surface, par interférométrie différentielle par exemple, serait plus adaptée, toutefois ce type de moyen n'était pas à disposition.

La **Figure 3.21** montre la surface complète du déplacement tangentiel. Le déplacement maximum, $U_{\theta max}$, atteint la valeur de 0.6 mm. Le déplacement tangentiel est très important car c'est lui qui contribue pour la plus grande partie au couple pendant l'opération de taraudage alors qu'il n'apporte rien à la formation de la section du filet. En effet, c'est l'écoulement axial et radial qui assure la formation du filet.

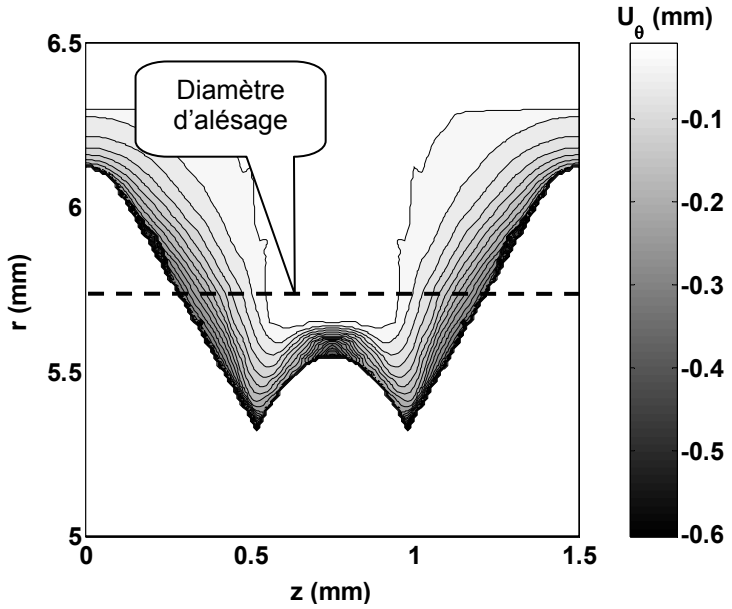


Figure 3.21 : Déplacement tangentiel U_θ en mm.

3.3.5 Mesure du déplacement radial U_r

Il n'est pas possible de réaliser une expérience basée sur le principe utilisé ici et qui permettrait de mesurer la seule composante radiale du champ de déplacement. L'architecture de l'expérience mise en oeuvre est présentée à la **Figure 3.18(b)**. Dans ce cas, comme le montre la **Figure 3.22**, les surfaces assemblées sont décalées d'une valeur Δ de l'axe du trou. En conséquence, la composante mesurée du vecteur déplacement, appelé $u_{r\theta}$, résulte à la fois de l'écoulement tangentiel qui est maintenant connu, et de l'écoulement radial u_r qui est recherché. La **Figure 3.22** montre comment il est possible de déterminer le déplacement radial u_r dont l'expression est donnée par les équations (3.3) et (3.4).

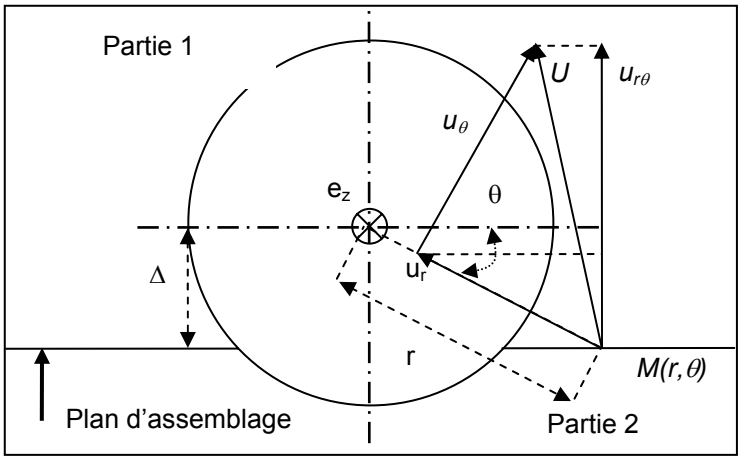


Figure 3.22 : Calcul du déplacement radial.

$$\theta = -\arcsin(\Delta/r) \tag{3.3}$$

$$u_r = (u_{r\theta} - u_\theta \cos\theta)/\sin\theta \tag{3.4}$$

En pratique, l'éprouvette utilisée est aussi de Type C (cf. **Annexe II**) et le mode opératoire est en tout point identique à l'expérience précédente, sauf que l'axe du taraudage est décalé de $\Delta = \phi \cos(45°)/2$ du plan d'assemblage, ϕ étant le diamètre d'alésage de l'avant-trou. Pour cette valeur de décalage, le déplacement radial u_r et le déplacement tangentiel u_θ contribuent de manière identique à la composante du déplacement mesuré $u_{r\theta}$.

La **Figure 3.23** montre que l'écoulement radial est le plus important sur les flancs au sommet du filet. Le déplacement radial maximum $U_{r\,max}$ est d'environ -0.5 mm aux deux sommets du creux du filet. Cela confirme ce qui a été établi au **§3.3.2**. La matière s'écoule vers l'axe du trou afin de former le filet, mais l'intérieur du filet subit peu de déplacement. Ceci explique la présence du creux au sommet du filet. La valeur du déplacement le long du creux du filet n'est pas fiable. Cela tient à la méthode de mesure de la surface employée et notamment au talonnage du stylet et à la compensation associée (cf. **Annexe V**).

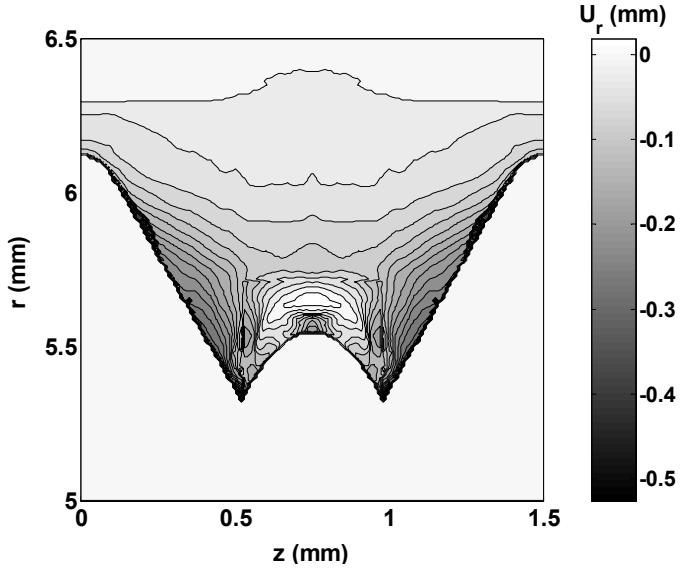


Figure 3.23 : Déplacement radial U_r en mm.

3.3.6 Mesure du déplacement axial U_z

Pour cette expérience, le plan d'assemblage est perpendiculaire à l'axe du trou, comme le montre la **Figure 3.18(c)**. De fait, la composante mesurée du vecteur déplacement est directement le déplacement axial.

En pratique, l'éprouvette utilisée est celle de Type D dont les spécifications sont expliquées en **Annexe II**. L'éprouvette est assemblée, puis elle est directement fixée sur la platine de mesure de couple comme le montre la **Figure 3.24**. L'origine programme de la CN est faite grossièrement au centre de l'éprouvette car la coaxialité des deux parties n'est pas assurée au montage. Une opération de contournage de l'éprouvette en fraisage permet d'y remédier. L'avant-trou et le taraudage sont ainsi localisés précisément au centre et les cylindres extérieurs constituent des références pour localiser ultérieurement le centre du trou fileté au moment de la mesure de la surface. Une fois l'éprouvette taraudée, elle est ouverte et mesurée avec le même moyen que les deux précédentes et suivant la méthode décrite en **Annexe V**.

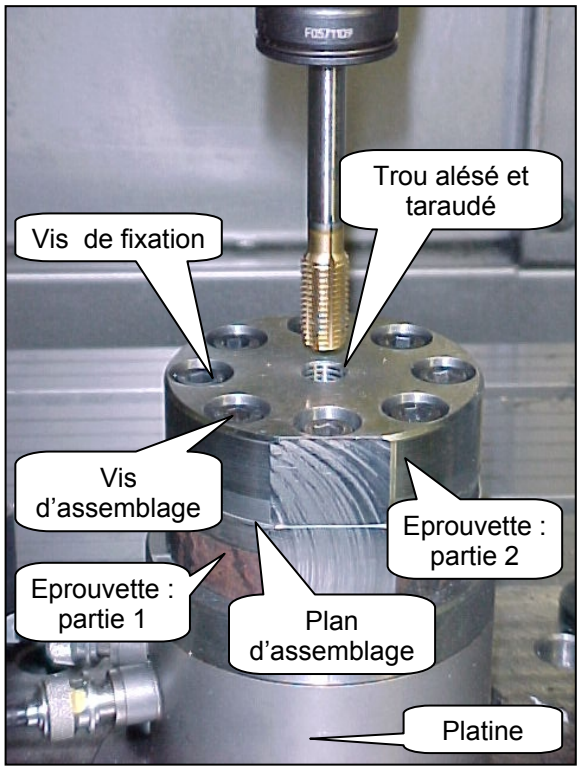


Figure 3.24 : Photo de l'expérience pour la mesure du déplacement axial.

La surface mesurée, présentée à la **Figure 3.25**, permet de connaître le déplacement sur un tour, soit de la position axiale $z = 0$ à la position axiale $z = pas$. Le changement de coordonnées cartésiennes en coordonnées cylindriques permet d'établir le tracé du déplacement axial $U_z(r,z)$ présenté la **Figure 3.26**. Les zones où ce déplacement est maximum sont les sommets du filet. Ce maximum, $U_{z\ max}$, vaut environ 0.6 mm. Cette expérience corrèle les mesures faire au **§3.3.2**.

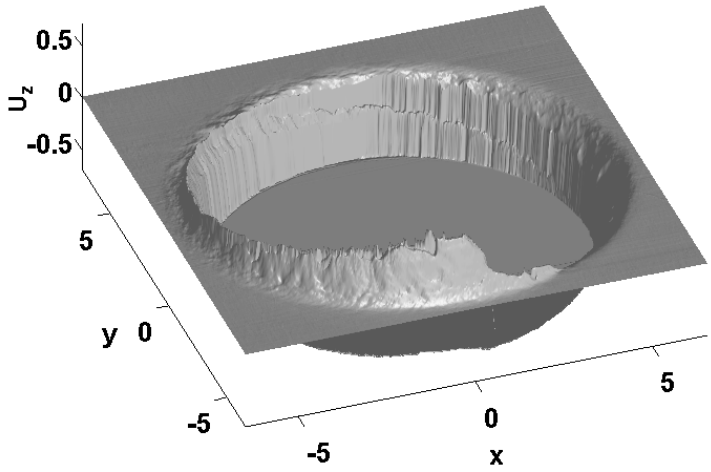


Figure 3.25 : Surface de déplacement axial U_z en mm.

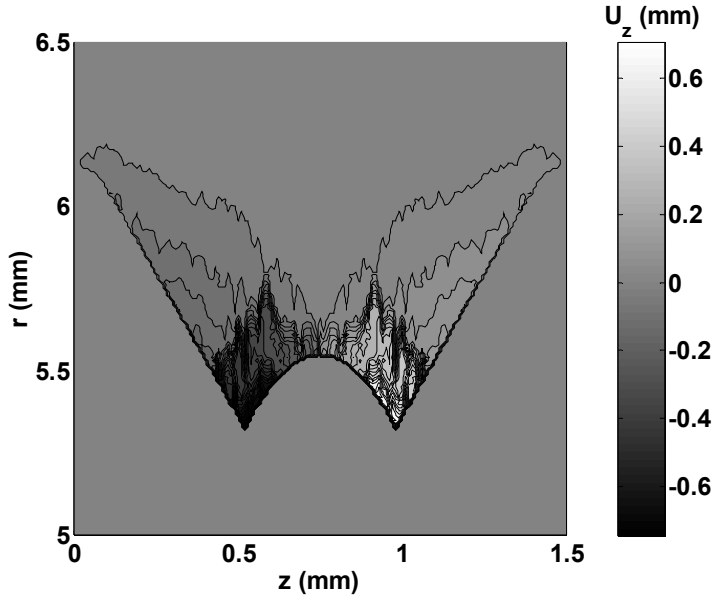


Figure 3.26 : Déplacement axial U_z en mm.

3.3.7 Calculs de mécanique

3.3.7.1 Expression des grandes déformations

Le champ de déplacement entre l'état initial et l'état final, où le filet est entièrement formé, est déterminé expérimentalement à la suite des trois expériences précédentes. Le procédé de déformation plastique étudié conduit à de grandes déformations, par conséquent, l'expression retenue des déformations est celle de Green-Lagrange (cf. équation 3.5).

$$\underline{\underline{\varepsilon}} = \frac{1}{2}\left(\underline{\underline{grad}}\left[\underline{u}\right] + \underline{\underline{grad}}^{T}\left[\underline{u}\right] + \underline{\underline{grad}}^{T}\left[\underline{u}\right].\underline{\underline{grad}}\left[\underline{u}\right]\right) \qquad (3.5)$$

Afin d'examiner une seule grandeur, la déformation équivalente au sens de Von Mises est calculée avec l'équation (3.6). La **Figure 3.27** montre le résultat. La déformation équivalente est plus importante le long du profil du filet, c'est-à-dire au pied du filet et sur les flancs. Elle atteint 300%, ce qui est un ordre de grandeur réaliste au vu des mesures précédentes au **§3.3.2**, et témoigne des déformations importantes résultant du taraudage par déformation.

$$\varepsilon_{eq} = \sqrt{\frac{2}{3} Tr\left(\underline{\underline{\varepsilon}} \times \underline{\underline{\varepsilon}}\right)} \tag{3.6}$$

Toutefois, les valeurs de déformation mesurées dans le creux du filet ne sont pas exactes en raison de l'erreur de mesure des surfaces des composantes du déplacement dans cette zone. D'autre part, l'erreur de calage de ces surfaces les unes par rapport aux autres fait varier sensiblement les valeurs maximales de déformation le long du profil sans pour autant changer leur ordre de grandeur. Cela est lié à l'erreur de prise de l'origine des surfaces mesurées séparément et à la résolution des mesures (cf. **Annexe V**). En conséquence, la condition d'incompressibilité, équation (3.7), n'est pas bien respectée, c'est-à-dire qu'elle peut varier de 20%.

$$Tr\left(\underline{\underline{\varepsilon}}\right) = 0 \tag{3.7}$$

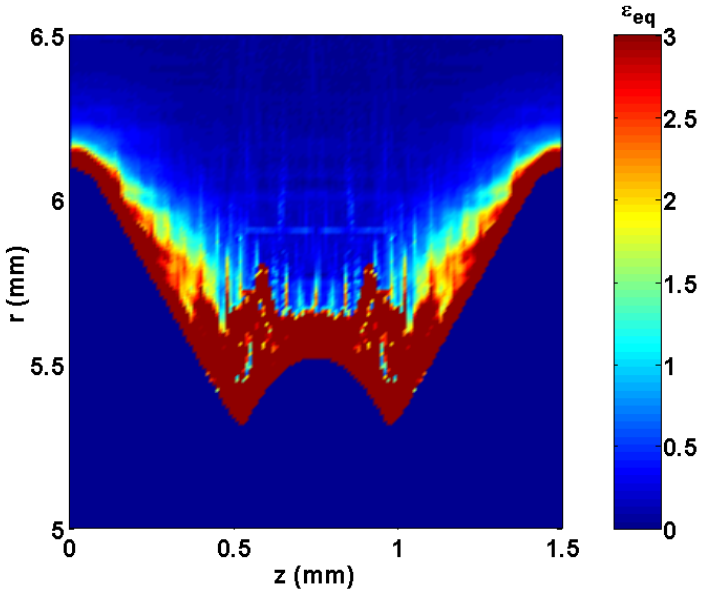


Figure 3.27 : Déformation équivalente.

3.3.7.2 Loi d'écrouissage et Tenseur déviateur des contraintes

L'acier 42 CrMo 4 utilisé pour ces expériences a fait l'objet d'autres recherches en procédés de fabrication et une loi de comportement de type Johnson-Cook, équation (3.8), issue des travaux de V. Grolleau [**Gro_96**] a été identifiée. Cette loi de comportement comporte trois termes découplés traduisant l'effet sur la contrainte d'écoulement de l'écrouissage, de la viscosité et de l'adoucissement thermique.

$$\sigma_{eq} = \left(A + B \cdot \varepsilon_{eq}^{\ n}\right) \cdot \left(1 + C \cdot \ln\left(\frac{\dot{\varepsilon}_{eq}}{10^{-3}}\right)\right) \cdot \left(1 - \left(\frac{T - T_{amb}}{T_{fus} - T_{amb}}\right)^{m}\right) \tag{3.8}$$

La méthodologie expérimentale utilisée pour l'étude du taraudage ne permet pas de connaître les taux de déformation ainsi que le champ de température. Toutefois, les valeurs numériques en **Annexe IV** de la loi ci-dessus montrent qu'une augmentation de 10^4 s^{-1} du taux de déformation entraîne un accroissement de 12.6% de la contrainte d'écoulement du matériau. De plus, les vitesses de déformation sont jugées comme étant faibles (cf. **§1.5.1**). Par conséquent, la viscosité est négligée pour l'étude : le facteur de sensibilité associé est donc fixé à 1, ce qui revient à admettre un taux de déformation de 10^{-3} s^{-1}. Concernant l'adoucissement thermique, il est de 36% à la température de 450°C. Cette température n'est très certainement pas atteinte, étant donné qu'aucun changement de phase du matériau taraudé n'est observé (cf. **§3.2.2**). De plus, en taraudage par déformation, la chaleur créée par la déformation plastique apparaît directement au sein du matériau : il est donc supposé qu'elle est conduite rapidement vers des zones plus froides, notamment pendant le temps qui sépare l'action de chacun des lobes. Le facteur d'adoucissement thermique est donc lui aussi fixé à 1, ce qui revient à supposer une température égale à la température ambiante et donc à surestimer les contraintes calculées par la suite. Dans ces conditions, l'expression des contraintes du tenseur déviateur est l'équation (3.9)

$$\sigma_{D\,i,j} = \left(A + B.\varepsilon_{i,j}^{n}\right) \ , \ (i,j) \in (r,\theta,z)^2 \quad (3.9)$$

3.3.7.3 Calculs des contraintes

La relation entre le tenseur déviateur des contraintes est donnée par l'équation (3.10), *P* étant la pression hydrostatique, c'est-à-dire la trace du tenseur de contraintes $\underline{\underline{\sigma}}$. Les forces volumiques sont négligées ainsi que le champ d'accélération. Du fait de ces hypothèses, l'expression de l'équilibre des contraintes est donnée par l'équation (3.11). Les deux équations conduisent aux trois équations aux dérivées partielles (3.12) qui permettent le calcul de la pression hydrostatique et donc la connaissance du tenseur des contraintes.

$$\underline{\underline{\sigma}} = \underline{\underline{\sigma}}_D + \tfrac{1}{3}.P.\underline{\underline{I}} \quad (3.10)$$

$$\underline{div}\left[\underline{\underline{\sigma}}\right] = \underline{O} \quad (3.11)$$

$$\underline{div}\left[P.\underline{\underline{I}}\right] = 3.\underline{div}\left[\underline{\underline{\sigma}}_D\right] \quad (3.12)$$

La contrainte équivalente au sens de Von Mises est calculée selon l'équation (3.13) et est tracée **Figure 3.28**.

$$\sigma_{eq} = \sqrt{\frac{3}{2} Tr\left(\underline{\underline{\sigma}}_D \times \underline{\underline{\sigma}}_D\right)} \quad (3.13)$$

La contrainte équivalente atteint 5 000 MPa et les composantes σ_{ij} du tenseur des contraintes ne dépassent pas 3 800 MPa. Ces valeurs sont importantes mais plusieurs explications peuvent être apportées. D'abord la précision de mesure du champ de déplacement n'est pas très bonne. Ensuite la loi d'écrouissage utilisée maximise les contraintes, car elle est utilisée dans un domaine de déformation trop grand, c'est-à-dire que la loi est à la limite de sa validité. D'autre part, les contraintes sont aussi surévaluées du fait que l'approche proposée ne tient pas compte de l'adoucissement thermique. De

plus, la relation mécanique entre déformations et contraintes n'est pas modélisable dans la couche limite fortement déformée (cf. **Figure 3.20**) à l'interface outil/matériau, où les contraintes sont les plus importantes. La microdureté mesurée directement sur le flanc est comprise entre 770 ± 30 HV (cf. **§3.2.3**). En conséquence, des valeurs de contrainte autour de 3 000 MPa seraient plus réalistes.

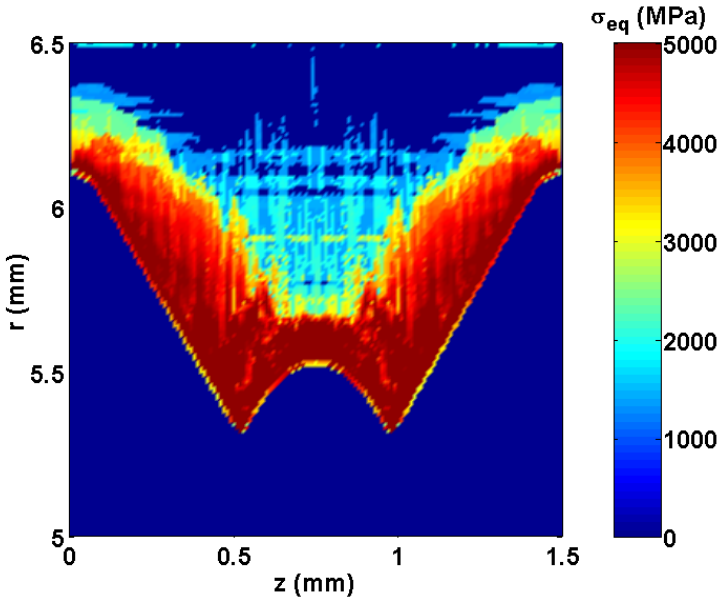


Figure 3.28 : Contrainte équivalente.

3.3.8 Application de la méthode des grilles à la mesure des déplacements U_r et U_z

3.3.8.1 Principe

La méthode des grilles peut être utilisée pour mesurer les composantes U_r et U_z du déplacement. Pour cela, la configuration choisie est celle de la **Figure 3.18(a)** qui a préalablement servi à la mesure du déplacement U_θ. Le plan d'assemblage est alors un plan (O,e_r,e_z), sur lequel une grille régulière réalisée avant l'opération de taraudage permet de matérialiser et d'accéder aux déplacements après taraudage. La grille devant supporter l'assemblage et ne pas être dégradée par l'opération de taraudage, la technique utilisée est celle de l'électrolithographie. Cela a pu être mis en œuvre grâce aux compétences et à l'aimable collaboration de M. Crepin et M. Caldemaison du Laboratoire de Mécanique des Solides de l'Ecole Polytechnique.

L'éprouvette de Type E (cf. **Annexe II**) est conçue spécialement pour le besoin de cette expérience. Les deux parties de l'éprouvette sont assemblées, puis l'avant-trou de taraudage est alors usiné comme le montre la **Figure 3.29**. L'éprouvette est alors ouverte afin de réaliser la grille. Une partie de l'éprouvette est recouverte par centrifugation d'un film mince homogène de PMMA. Après évaporation du solvant, l'éprouvette est placée dans le MEB, et du fait de la sensibilité aux électrons de la résine, on se sert du faisceau du microscope pour « brûler » localement cette dernière (on abaisse son poids moléculaire). Le schéma utilisé est un schéma rectiligne constitué de deux balayages successif à 90° l'un de l'autre, ce qui dessine un motif de grille. La résine ainsi brûlée est éliminée par un solvant sélectif et les carrés restant constituent alors un masque. Une attaque chimique est alors faite sur la surface. La partie effectivement attaquée est celle qui n'est pas recouverte de résine d'où l'obtention de la grille finale. La dernière opération consiste à dissoudre la résine non irradiée restant sur la surface de l'échantillon. La

Figure 3.30 présente une image MEB de la grille dans son état initial. Les deux parties de l'éprouvette sont ensuite remontées, le positionnement des deux pièces étant assuré par deux pions de centrage. L'éprouvette est alors taraudée puis démontée à nouveau. Une seconde image MEB, **Figure 3.30**, de la grille déformée par le taraudage permet de mesurer le déplacement U_r et U_z des nœuds de la grille.

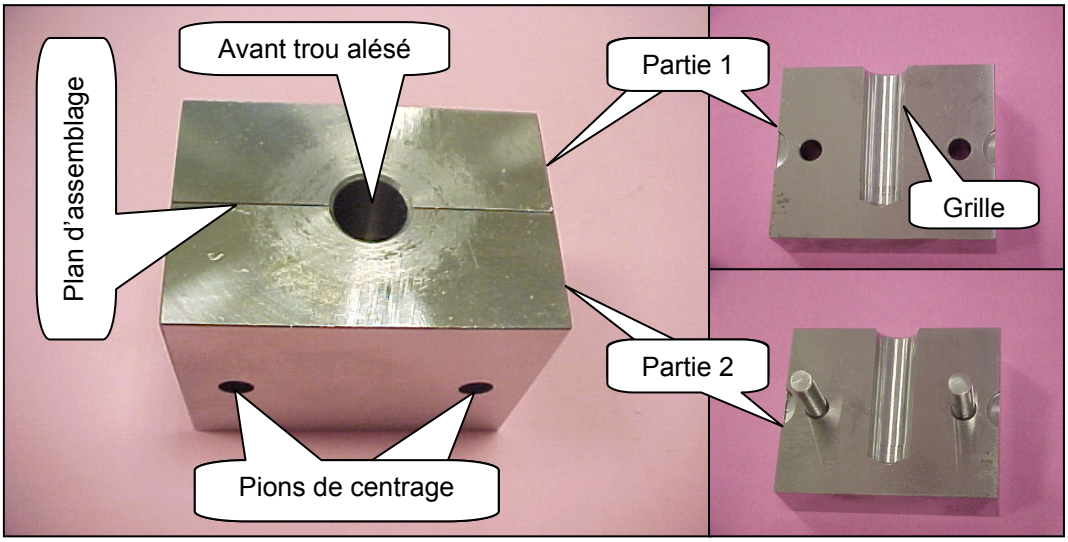


Figure 3.29 : Structure de l'éprouvette de Type C.

Cette méthode permet donc la mesure de la composante radiale et axiale du déplacement, mais pas du déplacement tangentiel. D'ailleurs, dans le cas de cette expérience, ce déplacement limite la zone observable de la grille déformée, c'est-à-dire la zone dans le plan de focalisation du MEB. Sur la **Figure 3.30**, le profil du filet, notamment les flancs, ne sont pas visibles étant donné que la matière s'est déplacée suivant la direction tangentielle en dehors du plan de focalisation.

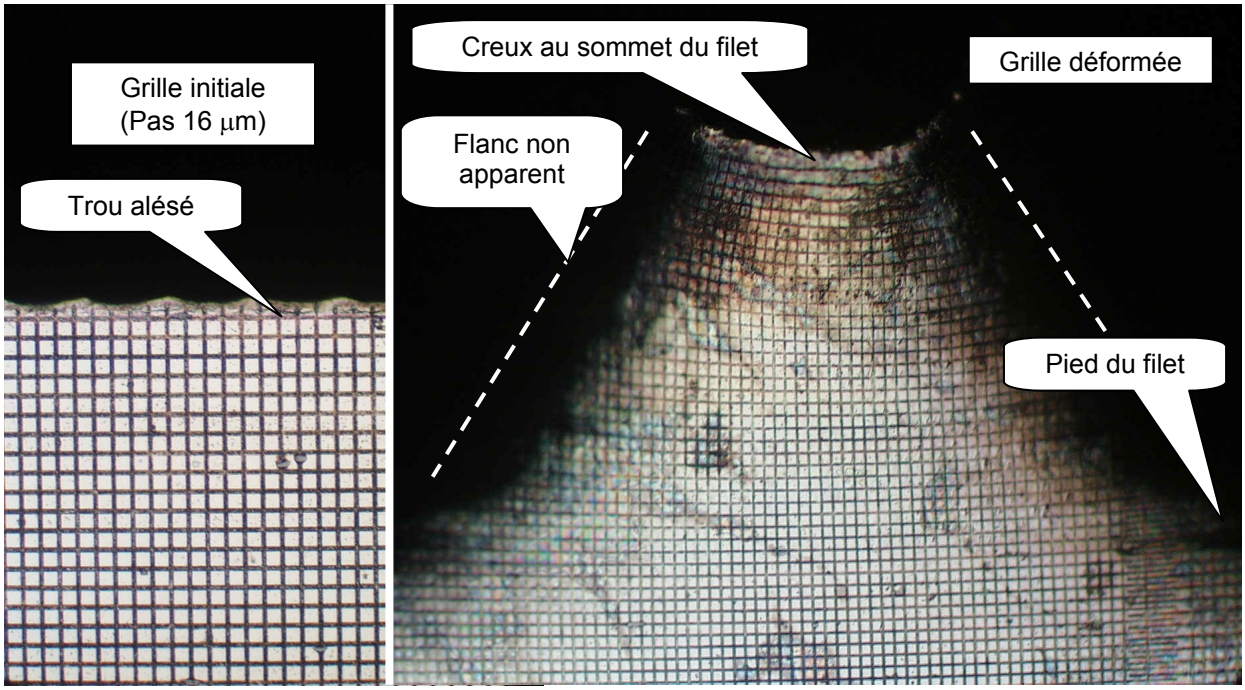


Figure 3.30 : Grille sur le filet.

3.3.8.2 Mesures

Cette méthode aboutit donc à la connaissance des déformations ε_{rr}, ε_{zz} et ε_{rz}. La déformation $\varepsilon_{\theta\theta}$ est toutefois calculable à partir de l'équation de conservation du volume (3.7) mais les déformations $\varepsilon_{r\theta}$, $\varepsilon_{z\theta}$ restent au demeurant inconnues. La déformation équivalente au sens de Von Mises est calculée, **Figure 3.31**, à partir des seules déformations contenues dans le plan.

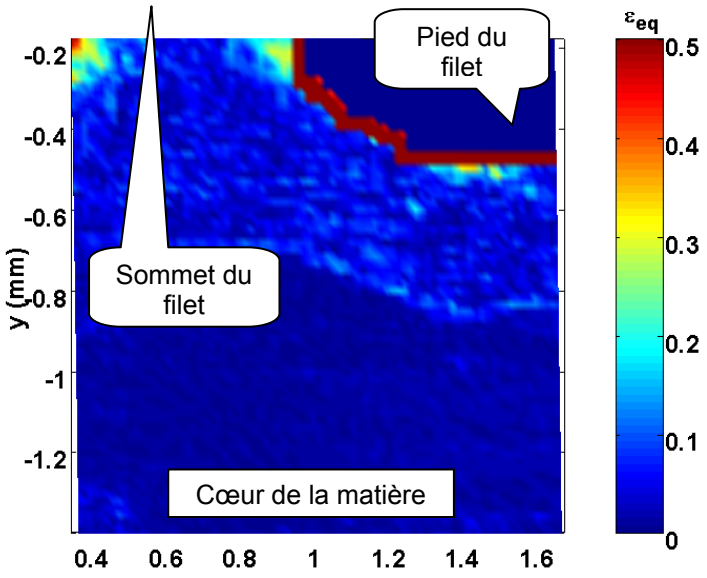


Figure 3.31 : Déformation équivalente avec les mesures issues de la méthode des grilles.

La déformation équivalente n'excède pas 50% alors qu'au **§3.3.7.1**, elle atteint 300%. Les raisons de la sous-estimation de la déformation équivalente s'expliquent, d'une part du fait qu'elle n'intègre pas les six composantes du tenseur, et d'autre part parce que la zone de mesure est limitée au faible déplacement tangentiel alors qu'il contribue fortement à la déformation du matériau.

3.4 Conclusions

Ce chapitre expose divers types d'investigation sur la caractérisation métallurgique ainsi que la formation du filet obtenue avec le procédé de taraudage par déformation.

Les températures n'excèdent pas 500°C et il n'y a pas de transformation métallurgique ou de recristallisation de l'acier taraudé. D'autre part, le matériau n'a pas de texture forte après formation du filet et les contraintes résiduelles sont de compression.

Les différentes étapes de la formation du filet sont identifiées et l'ensemble des zones déformées est mis à jour. L'écrouissage de la matière suite à sa plastification est manifeste. Le pied du filet est la zone la plus écrouie. L'écoulement 3D est établi et caractérisé par des déformations de l'ordre de 300% et de contrainte de l'ordre et 3 000 MPa. Ces résultats constituent des données qui peuvent être comparées à une simulation numérique du procédé de taraudage. Les difficultés à la mise en œuvre d'une telle simulation sont qu'il s'agit d'un écoulement tridimensionnelle et que la géométrie de l'outil est complexe.

Les méthodologies d'analyse des filets définies et présentées ci-dessus comme étant des résultats sont en fait autant d'outils pour la suite. L'étude de paramètres tels que le matériau, l'outil, ou le lubrifiant au **Chapitre 4** fait appel à ces méthodologies pour caractériser leurs effets sur le filet formé.

4 PARAMETRES MATERIAUX ET PROCEDES

Les éléments principaux d'une opération de taraudage sont le taraud, le matériau travaillé et, enfin, le fluide ou média utilisé. Ces trois paramètres font l'objet, dans ce chapitre, d'études découplées.

Les paramètres expérimentaux utilisés pour les essais sont les suivants :

- Taraud : M12×1.5 6HX revêtu TiN, sauf au **§4.3**
- Matériau : acier C70, éprouvette de Type I (cf. **Annexe II**), sauf au **§4.1**
- Paramètres : V = 14 m/min
- Fluide : huile entière avec additifs extrême pression à base de soufre, sauf au **§4.2**

4.1 Effet du matériau

Un matériau possède des caractéristiques mécaniques, métallurgiques, physiques et chimiques qui lui sont propres. Fonction de ses caractéristiques, le comportement du matériau lors de la mise en forme par le procédé de taraudage par déformation est donc différent. Une variété de matériaux métalliques est donc taraudée afin d'établir leur aptitude à être filetés avec ce procédé et de vérifier dans quelle mesure les conclusions établies au sujet du taraudage par déformation de l'acier C70 sont générales ou, au contraire, particulières au taraudage de cet acier.

4.1.1 Matériaux étudiés

Les matériaux retenus sont au nombre de 12 et sont taraudés ou peuvent l'être dans des applications ou des industries différentes. Il est choisi de considérer le même nombre d'alliages à base de fer, aciers ou fontes qui ont de bonnes caractéristiques mécaniques, et d'alliages légers à base d'aluminium ou de cuivre, qui ont des propriétés de résistance moins élevées.

Les propriétés des alliages sont résumées en **Annexe IV**.

4.1.1.1 Alliages d'aluminium

Les alliages retenus sont les suivants.

AlCu 4 Mg (2017) : c'est un alliage d'aluminium à durcissement structural. Riche de 4% de cuivre, il existe toutefois un domaine de température entre 450 et 580°C où les éléments d'alliage sont en solution et le restent après trempe. Un revenu permet la précipitation de composés intra granulaires Al_2Cu et Al_2CuMg qui durcissent cet alliage. Il est utilisé pour la fabrication de pièces mises en forme par matriçage ou usinées directement dans la masse.

AlSi 13 : c'est l'alliage d'aluminium de fonderie de base. Du fait du pourcentage en silicium proche de l'eutectique, le point de fusion de cet alliage est bas et a donc une très bonne coulabilité. Toutefois, la solubilité du silicium est très faible et cet élément est donc présent sous forme d'aiguilles grossières qui fragilisent grandement l'alliage (A%<1%). Par conséquent, les alliages Al-Si sont le plus souvent modifiés, c'est-à-dire que 30 ppm de sodium est ajouté à l'alliage en fusion afin de réduire fortement la taille de ces aiguilles et

donc la fragilité qui en découle. Cet alliage est utilisé pour les pièces de fonderie peu sollicitées.

AlSi 7 Cu 3 : c'est l'alliage d'aluminium de fonderie qui possède les propriétés des deux alliages précédents. Le silicium en plus faible proportion lui assure une coulabilité raisonnable sans trop le fragiliser, sachant qu'en plus il est modifié avec 70 ppm de strontium. D'autre part, la présence de 3% de cuivre permet un durcissement structural par précipitation comme pour l'alliage 2017. Le cuivre lui confère aussi une dureté à chaud et de fait, il est utilisé pour les pièces de fonderie telles que les culasses.

AlSi 7 Mg 0.6 : c'est aussi un alliage d'aluminium de fonderie. Le silicium a la même fonction que dans les précédents alliages. Le magnésium sert à durcir cet alliage par précipitation de composés Mg_2Si et réduit d'autant la présence d'aiguilles fragilisantes de silicium. Toutefois, l'alliage est modifié avec de l'antimoine. Cet alliage a de meilleures propriétés mécaniques que l'AlSi 7 Cu 3 et est dédié la fabrication du même type de pièce.

4.1.1.2 Alliages à base de cuivre

CuZn 40 Pb 1 : il s'agit de laiton. C'est un alliage biphasé car il a plus de 33% de zinc. Le plomb ajouté est insoluble et permet une meilleure usinabilité et notamment la fragmentation du copeau. C'est un alliage malléable qui a des propriétés mécaniques supérieures à celles des alliages d'aluminium. Ce type d'alliage est très utilisé dans l'industrie du décolletage.

CuSn 4 Pb 2 : il s'agit de bronze. Cet alliage a une bonne propriété de frottement. Le plomb ajouté lui confère une meilleure usinabilité. Son coût est élevé en raison de sa forte teneur en cuivre.

4.1.1.3 Alliages à base de fer

C12 : c'est un acier au carbone utilisé en mécanique générale. Son taux bas de carbone fait qu'il ne peut être traité thermiquement et sa structure est ferritique.

C45 : c'est un acier au carbone utilisé en mécanique générale et dans l'industrie automobile. Sa structure à l'état de livraison est ferrito-perlitique et il peut être forgé et durci par transformation martensitique. Dans cette étude, il est taraudé dans son état de livraison.

C70 : c'est l'acier au carbone utilisé lors de la plupart des essais. Sa structure est complètement perlitique et la résistance atteint 900 MPa. Cet alliage est destiné à être forgé.

X 15 CrNiMn 26-10 : il s'agit d'un acier fortement allié en chrome et nickel. La proportion de ces éléments d'alliage fait qu'il est inoxydable et austénitique à la température ambiante après hypertrempe. Cet alliage présente un allongement à la rupture très élevé.

FGS 700-2 : c'est une fonte à graphite sphéroïdale. Elle est brute de coulée, et sa matrice est perlitique. La forme du graphite fait qu'elle limite sa fragilité. Cette fonte est utilisée pour la fabrication de vilebrequin.

FGL 250 : il s'agit d'une fonte à graphite lamellaire. Elle est brute de coulée, sa matrice est essentiellement perlitique et un peu ferritique. Du fait de la forme du graphite,

l'allongement à la rupture en traction est très faible. Cette fonte est utilisée pour la fabrication de bloc de moteur.

4.1.2 Caractérisation des matériaux

Les matériaux sont caractérisés à partir d'un essai de traction uniaxiale, à vitesse lente et à température ambiante. L'ensemble des courbes conventionnelles de traction est tracé sur la **Figure 4.1**. A partir de celles-ci, il est déduit pour les différents matériaux les caractéristiques suivantes :

- L'allongement pour cent à la rupture : *A%*
- La limite d'élasticité : R_e
- La résistance à la traction : R_m
- Le module d'élasticité : *E*

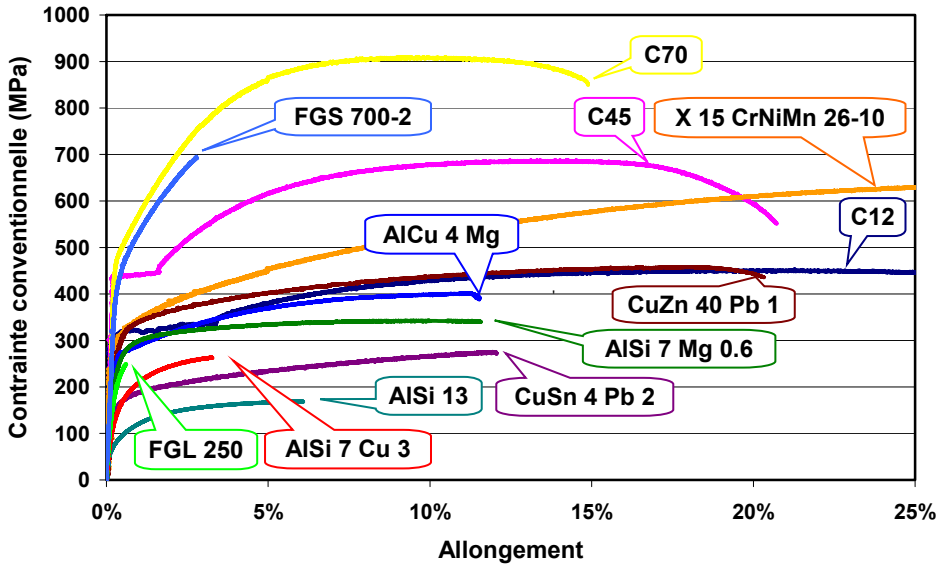


Figure 4.1 : Courbes conventionnelles de traction.

Les courbes rationnelles de traction sont établies à partir de l'hypothèse de conservation du volume lors de la déformation plastique et dans la limite de la striction. Ces courbes sont tracées sur la **Figure 4.2**. Pour les différents matériaux, les valeurs caractéristiques suivantes sont retenues :

- La contrainte rationnelle maximale (à la striction) : σ_{max}
- Le retour élastique (à la striction) : σ_{max}/E
- Le coefficient d'écrouissage : *n*

La détermination du coefficient d'écrouissage *n* repose sur l'identification de la courbe rationnelle à une loi d'écrouissage de type Northon Hoff et d'équation (4.1).

$$\sigma = A + B.\varepsilon^n \qquad (4.1)$$

Cette modélisation du comportement du matériau, avec cette loi ou une autre, est plus ou moins précise suivant les matériaux. Comme le montre la **Figure 4.3**, cette loi identifie bien le comportement de l'acier X 15 CrNiMn 26-10 dans la plage de déformation imposée par l'essai de traction, alors que cette même loi approxime mal le comportement de

l'acier C70. Par conséquent, la valeur du coefficient d'écrouissage *n* déduite de l'identification du comportement d'un matériau avec cette loi peut être valable ou au contraire peu fiable, c'est-à-dire qu'il peut surestimer ou sous-estimer la consolidation réelle du matériau sous la déformation.

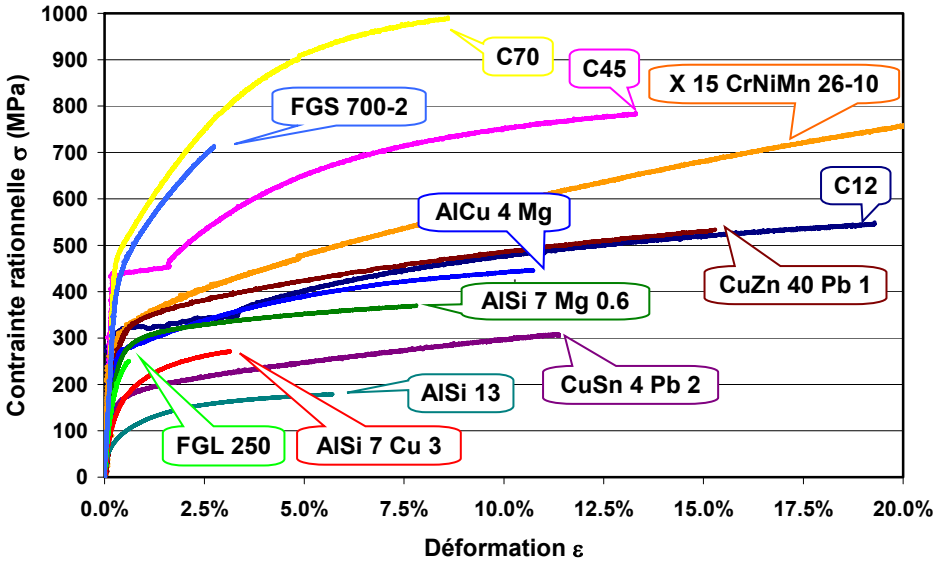


Figure 4.2 : Courbes rationnelles de traction.

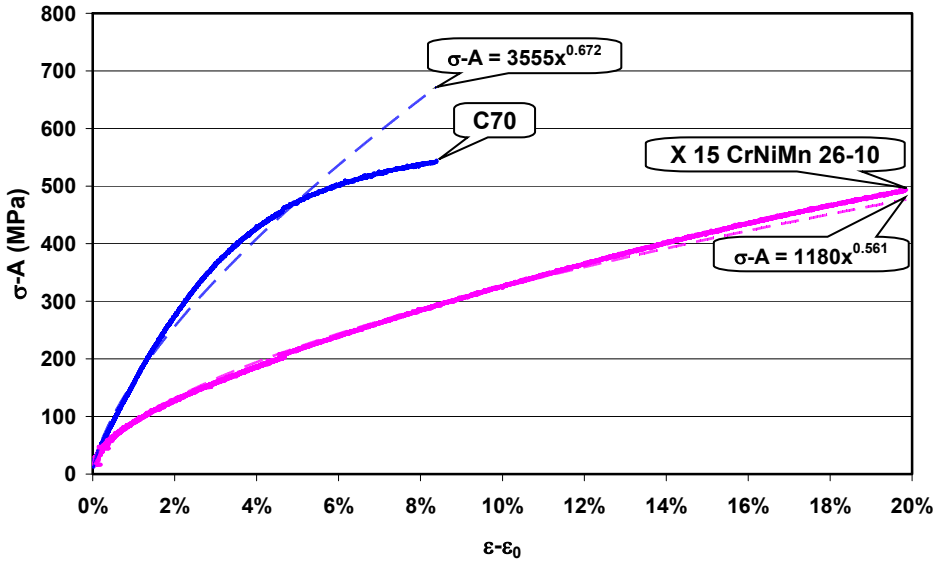


Figure 4.3 : Précision de l'identification de la loi de comportement des matériaux.

Afin de remédier à l'incertitude de la détermination du coefficient *n*, un second coefficient *N*, traduisant aussi la consolidation du matériau, est défini par l'équation (4.2). Littéralement, ce coefficient est l'augmentation relative, par rapport à la limite élastique, de la contrainte d'écoulement au moment de la striction.

$$N = \frac{\sigma_{max} - R_e}{R_e} \qquad (4.2)$$

4.1.3 Essais de taraudage

Les essais de taraudage sont tous conduits dans les mêmes conditions opératoires, c'est-à-dire l'outil, la vitesse, le diamètre d'avant-trou et l'huile sont identiques quel que soit le matériau taraudé. En fait, ces dispositions ne sont sans doute pas optimales, compte tenu de critères de productivité et de coût, la vitesse et l'huile seraient différentes dans des matériaux qui le sont.

Le taraudage d'alliages légers se pratique à des vitesses bien supérieures à celle retenue qui est V = 14 m/min. Toutefois, à l'échelle d'un essai, les couples mesurés sont indépendants des conditions de vitesse, comme le montre l'étude de A. Agapiou [**Aga_94**] dans laquelle est exploré le taraudage de l'alliage d'aluminium 317 jusqu'à la vitesse de 180 m/min. La vitesse est donc adaptée aux matériaux taraudés les plus contraignants, à savoir l'acier C70 et l'acier inoxydable X6 CrNiMn 26-10.

L'huile utilisée pour les essais est l'huile soufrée extrême pression qui sert d'huile de référence pour l'ensemble des essais. Il est probable que cette huile a des performances au-delà de ce qui est nécessaire pour le taraudage des alliages légers. En pratique, la préconisation adaptée serait une huile additivée différemment dont le coût est plus faible. Toutefois, le soufre actif de l'huile retenue ne tache pas les alliages d'aluminium taraudés : ce fluide est donc techniquement adapté.

La **Figure 4.4** montre les courbes de taraudage des essais dans les 12 matériaux. L'étendue des couples mesurés est très grande puisque le *Couple Moyen* n'est que de 4.25 N.m pour le taraudage de l'alliage AlSi 13 et de 27.5 N.m pour celui de l'acier C70 soit 6.5 fois plus.

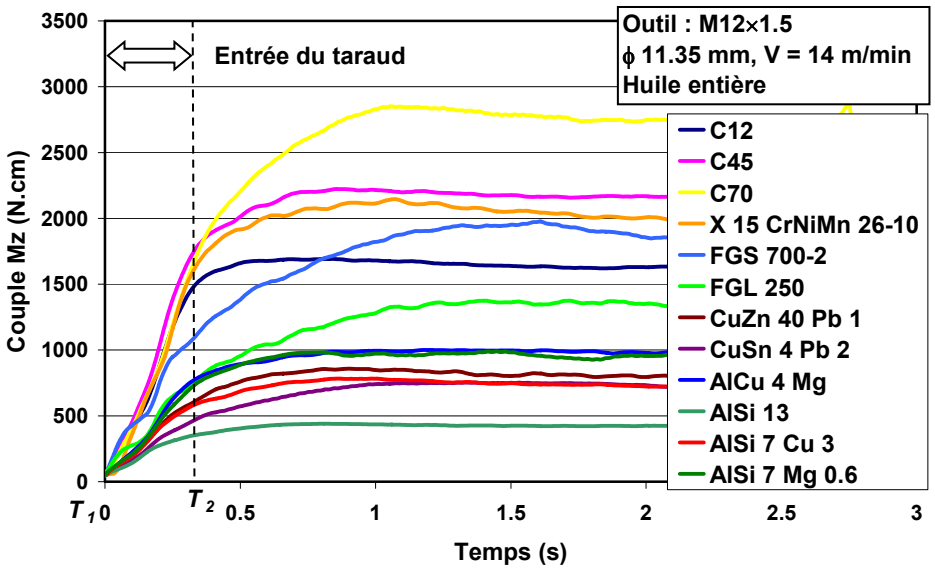


Figure 4.4 : Courbes de couple de taraudage pour les différents matériaux.

L'analyse de ces courbes repose notamment sur ce qui est défini au **§1.3**. Pour chaque essai les grandeurs caractéristiques, expliquées **Figure 4.5**, extraites sont:

- le *Couple Moyen* : $C_{Moy.}$
- le *Couple de Formation* : $C_{For.}$
- le *Couple de Frottement* : $C_{Frot.}$

- le *Pourcentage de Frottement* : *%Frot.* = $C_{Frot.}$ / $C_{Moy.}$
- le Rapport de Temps des Régimes Transitoires : $R_{t.r.t.}$ = $T_{frottement}/T_{formation}$

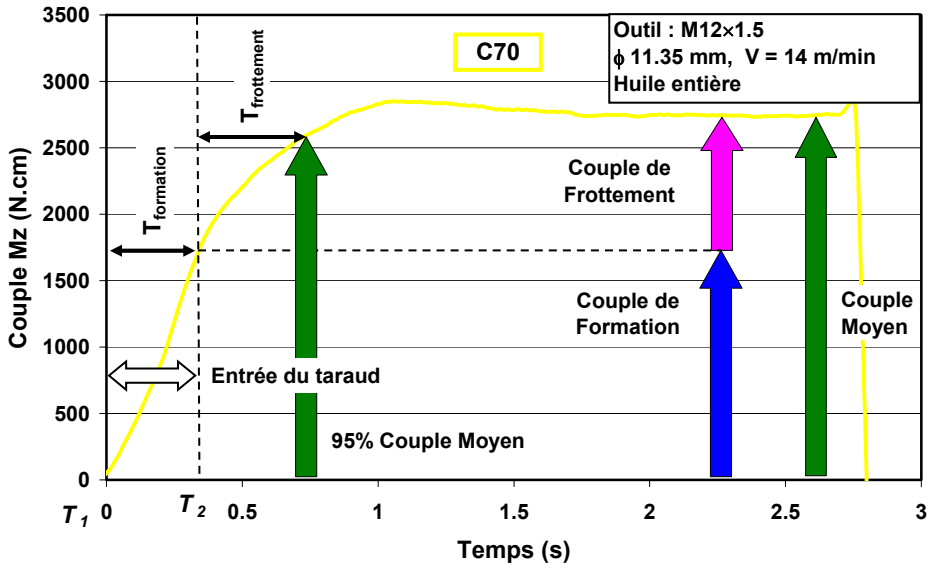


Figure 4.5 : Caractéristiques issues des courbes de couple de taraudage.

Il apparaît que l'augmentation du couple après l'instant T_2, lié au frottement de la matière sur la partie guide de l'outil, est variable suivant les matériaux. La **Figure 4.6** montre la répartition entre *Couple de Formation* et *Couple de Frottement*. Le *Pourcentage de Frottement* évolue entre 10%, pour l'acier C12, et 40% pour l'acier C70. Cette variation peut s'expliquer par un retour élastique, un coefficient de frottement et éventuellement une réaction de l'huile différente. La connaissance du *Couple de Frottement* n'est pas une fin en soi, d'autant plus s'il ne représente que 10% du couple, mais ses sources d'influence sont à priori identiques au *Couple de Formation*. Les aciers C45, C70 et X 15 CrNiMn 26-10 entraînent un *Couple de Formation* très semblable et leur résistance élastique le sont elles aussi.

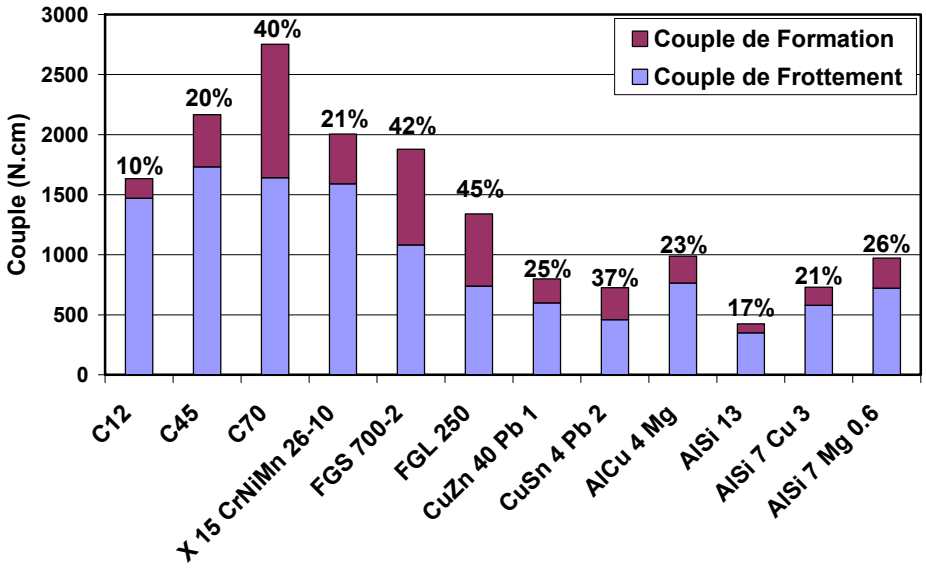
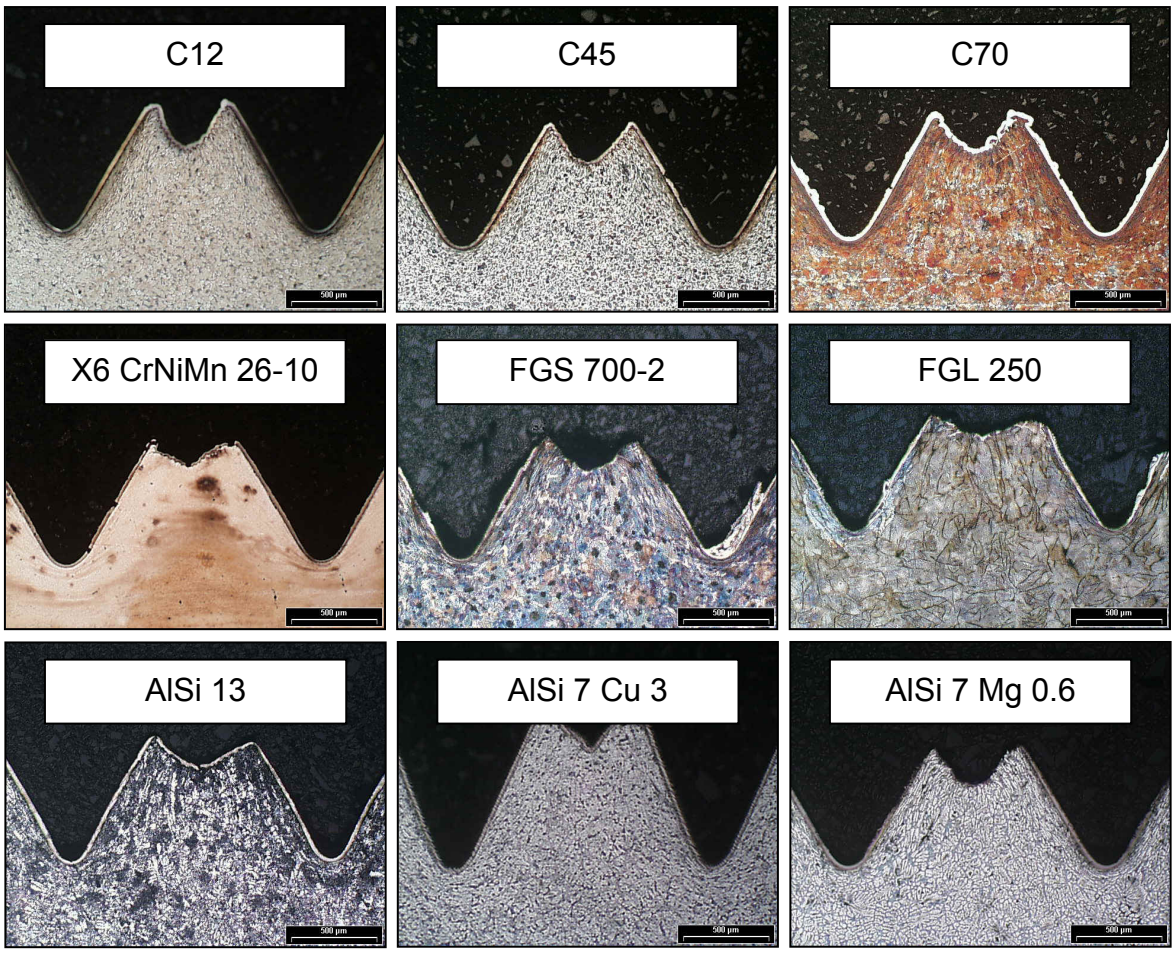


Figure 4.6 : Proportion *Couple de Formation* et *Couple de Frottement*.

4.1.4 Analyses métallurgiques

La **Figure 4.7** montre les micrographies des filets obtenus dans les différents matériaux. L'observation du creux au sommet des filets révèle des comportements très différents des matériaux lors de la mise en forme par taraudage par déformation. Le sommet du filet en bronze est quasiment plat alors que celui de l'alliage AlCu 4 Mg est très prononcé. Entre ces extrêmes, il existe des formes plus ou moins évasées. Le diamètre de l'avant-trou est bien identique pour toutes les opérations de taraudage, la section du filet est donc la même pour tous les filets mais la hauteur diffère. Ces différences montrent la difficulté d'établir un modèle simple qui permettrait le calcul du diamètre d'avant-trou, comme cela est abordé au **§2.2.3**.

Ces essais montrent l'étendue des matériaux qui peuvent être taraudés par déformation. Toutefois, la santé métallurgique des filets en fonte est mauvaise. Sur les flancs du filet, il apparaît un manque de cohésion de la matière liée à la déformation du graphite. Le frottement entre l'outil et la matière s'accompagne dans cette zone de contraintes de traction qui ont pour effet de conduire localement à la rupture du matériau. Ceci est très prononcé dans la fonte FGL 250 où même la forme du creux au sommet du filet dépend du pas observé et de la répartition locale du graphite. Le graphite dans les fontes est une phase qui n'assure aucune cohésion dans du matériau, il est donc impossible de les tarauder par déformation. La qualité des filets en fonte n'est pas acceptable et il n'est donc pas tenu compte de ces deux matériaux dans la suite des analyses.



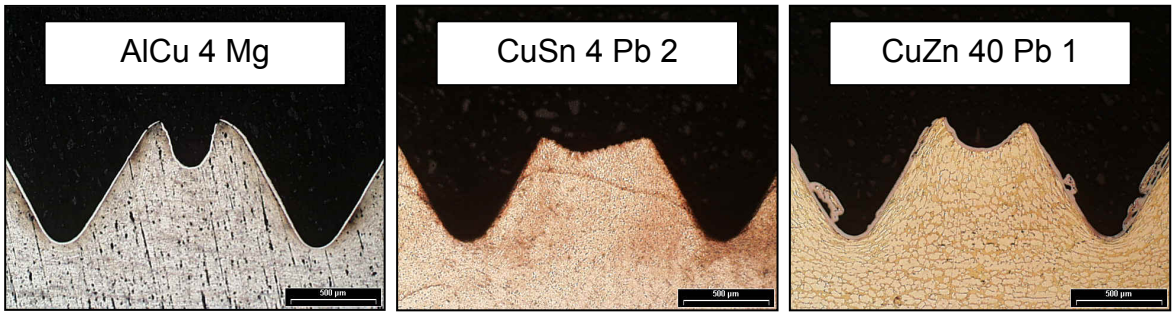


Figure 4.7 : Micrographies des filets dans les différents matériaux.

Des filiations de dureté sont faites au pied des filets afin de caractériser l'écrouissage des différents matériaux suite à l'opération de taraudage. La méthode utilisée est expliquée au **§3.2.3.** La charge d'indentation est fixée à 200 g pour les mesures sur les métaux ferreux, mais elle est de 100 g pour celles sur les non ferreux, car dans ce cas l'empreinte serait alors trop grande. L'augmentation relative de dureté à 50 µm du pied du filet avoisine 100% pour les aciers C12 et X 15 CrNiMn 26-10 ainsi que pour le bronze, et au contraire, n'est que de 9% dans l'alliage AlSi 7 Cu 3.

A la suite des analyses métallurgiques, les caractéristiques suivantes sont retenues :

- L'augmentation relative de la dureté $HV_{50\mu m}$ à 50 µm du pied du filet par rapport à la dureté initiale HV_0 : $\%HV = \frac{HV_{50\mu m} - HV_0}{HV_0}$
- Le rapport entre la hauteur du creux au sommet et la hauteur du profil de base du filet : *%h*
- Le rapport entre la largeur du creux au sommet et le pas du filet : *%l*

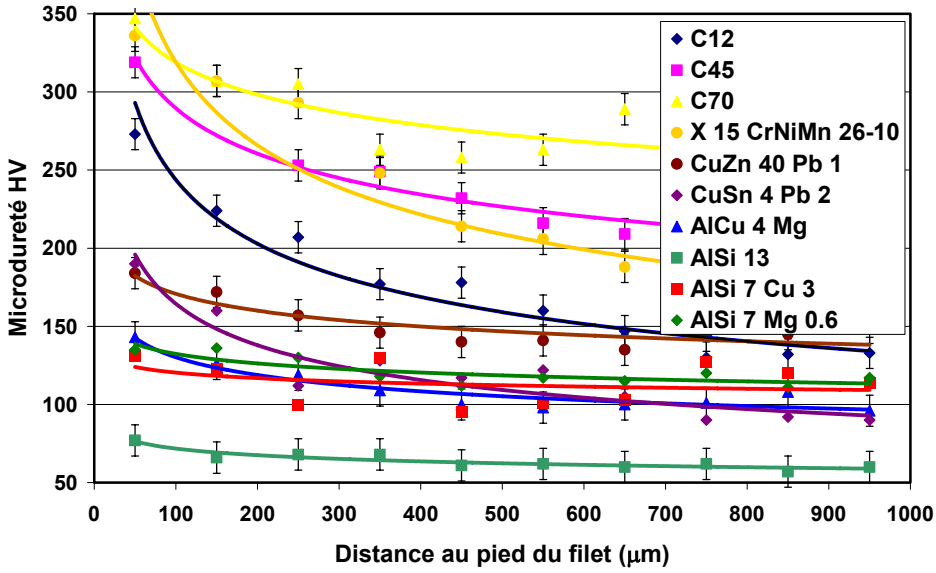


Figure 4.8 : Filiations de dureté au pied des filets taraudés.

4.1.5 Corrélation entre les facteurs

Le but est de corréler les différentes grandeurs issues de la caractérisation des matériaux, des essais de taraudage et des analyses métallurgiques. La **Figure 4.9**

recense l'ensemble de ces grandeurs. Les relations entre ces trois domaines doivent permettre de prédire l'effet du choix d'un matériau sur l'opération de taraudage de celui-ci et sur les propriétés du filet obtenu.

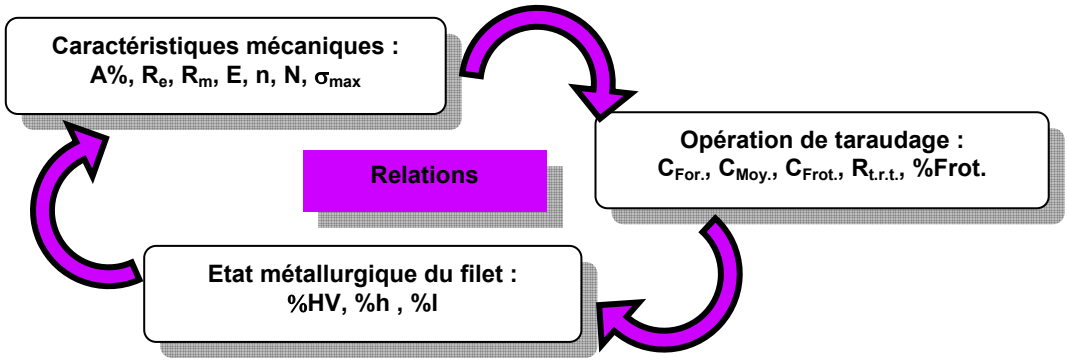


Figure 4.9 : Ensemble des facteurs analysés.

Le **Tableau 4.1** récapitule l'ensemble des valeurs des facteurs pour les différents matériaux taraudés.

	Métaux ferreux						Métaux non ferreux					
	C12	C45	C70	X 15 CrNiMn 26-10	FGS 700-2	FGL 250	CuZn 40 Pb 1	CuSn 4 Pb 2	AlCu 4 Mg	AlSi 13	AlSi 7 Cu 3	AlSi 7 Mg 0.6
$C_{Moy.}$ (N.cm)	1632	2167	2751	2005	1878	1340	799	725	989	424	729	972
$C_{For.}$ (N.cm)	1470	1732	1640	1590	1080	738	599	460	764	350	578	722
$C_{Frot.}$(N.cm)	162	435	1111	415	797	602	200	265	225	74	151	250
%Frot.	10%	20%	40%	21%	42%	45%	25%	37%	23%	17%	21%	26%
$R_{t.r.t.}$	6%	54%	119%	39%	173%	187%	45%	126%	88%	45%	48%	63%
A%	38%	20%	14%	50%	2%	0%	19%	12%	10%	4%	3%	13%
R_e (MPa)	326	417	450	267	360	143	238	120	259	52	103	227
R_m (MPa)	450	664	915	649	647	246	461	276	403	162	253	349
E (GPa)	176	195	220	120	175	83	96	88	76	75	71	81
σ_{max} (MPa)	545	753	995	866	661	247	543	309	444	168	259	378
σ_{max}/E	0.31%	0.39%	0.45%	0.72%	0.38%	0.30%	0.56%	0.35%	0.58%	0.22%	0.36%	0.47%
n	0.621	0.704	0.652	0.559	0.623	0.798	0.394	0.471	0.569	0.560	0.573	0.354
N	67%	81%	121%	225%	84%	72%	128%	157%	72%	222%	151%	66%
%HV	107%	51%	31%	93%			26%	110%	41%	29%	9%	16%
%h	19%	17%	16%	10%	16%		15%	7%	21%	13%	21%	17%
%l	29%	32%	32%	32%	35%		32%	41%	23%	38%	36%	33%

Tableau 4.1 : Tableau récapitulatif des essais et des analyses.

Une méthode statistique est utilisée afin d'établir si deux grandeurs sont corrélées entre elles. Le coefficient de corrélation ρ_{xy} entre deux facteurs *x* et *y*, connus par des séries *X* et *Y* de *n* nombre, de moyenne $\bar{x}$ et $\bar{y}$, et d'écart type σ_x et σ_y, est calculé à partir de

l'équation (4.3), *Cov(X,Y)* étant la covariance des deux séries. L'expression de cette dernière est donnée par l'équation (4.4).

$$\rho_{xy} = \frac{Cov(X,Y)}{\sigma_x \cdot \sigma_y} \tag{4.3}$$

$$Cov(X,Y) = \frac{1}{k}\sum_{j=1}^{k}\left(x_j - \bar{x}\right)\left(y_j - \bar{y}\right) \tag{4.4}$$

Le coefficient de corrélation ρ_{xy} entre *x* et *y* est compris entre -1 et 1. Si $\rho_{xy} = 0$, il n'y a aucun lien entre une évolution de *x* et de *y*. S'il est de 1, quand *x* augmente, dans 100% des cas, *y* augmente aussi. Enfin, si $\rho_{xy} = -0.8$, quand *x* augmente, *y* décroît dans 80% des cas.

Le **Tableau 4.2** montre la matrice de corrélation, c'est-à-dire l'ensemble des coefficients de corrélation entre tous les facteurs préalablement définis, sans tenir compte des deux fontes.

	$C_{Moy.}$	$C_{For.}$	$C_{Frot.}$	%Frot.	$R_{t.r.t.}$	A%	R_e	R_m	E	σ_{max}	σ_{max}/E	n	N	%HV	%h	%l
$C_{Moy.}$	100%															
$C_{For.}$	**95%**	100%														
$C_{Frot.}$	**83%**	63%	100%													
%Frot.	21%	-6%	67%	100%												
$R_{t.r.t.}$	10%	-15%	53%	**92%**	100%											
A%	52%	67%	11%	-33%	-46%	100%										
R_e	**90%**	**88%**	72%	15%	7%	43%	100%									
R_m	**96%**	**87%**	**88%**	35%	20%	46%	**91%**	100%								
E	**91%**	**88%**	73%	13%	3%	40%	**88%**	**84%**	100%							
σ_{max}	**95%**	**89%**	81%	27%	10%	60%	**88%**	**98%**	**80%**	100%						
σ_{max}/E	29%	28%	23%	16%	6%	50%	31%	45%	-6%	53%	100%					
n	62%	66%	40%	-18%	-6%	16%	49%	47%	67%	45%	-22%	100%				
N	-18%	-22%	-7%	5%	-2%	9%	-53%	-18%	-30%	-10%	4%	-2%	100%			
%HV	22%	33%	-5%	-10%	-3%	66%	11%	10%	25%	20%	3%	19%	11%	100%		
%h	6%	11%	-5%	-37%	-29%	-24%	27%	3%	10%	-4%	-8%	27%	-66%	-50%	100%	
%l	-33%	-40%	-11%	29%	20%	-27%	-56%	-38%	-22%	-38%	-51%	-24%	58%	10%	-68%	100%

Tableau 4.2 : Matrice des coefficients de corrélation des facteurs.

Les coefficients du **Tableau 4.2** sont des indicateurs statistiques de la corrélation des deux facteurs qui peuvent être intra-domaine, matériau-matériau par exemple, ou inter-domaine, matériau-procédé. Bien entendu, la population dont il est question est un ensemble de 10 matériaux uniquement, les fontes en sont exclues, et donc il convient de rester prudent quant à la valeur du coefficient de corrélation.

Les corrélations internes au domaine des caractéristiques des matériaux montrent des vérités établies telle que : pour un matériau, plus la résistance à la rupture est grande, plus sa limite élastique l'est (corrélation à 91%).

Le module d'élasticité est corrélé à 84% avec la résistance à la rupture. Effectivement, il y a des contre-exemples. L'acier X 15 CrNiMn 26-10 a une résistance plus grande que

celle de l'acier C12, néanmoins le module d'élasticité du premier est plus faible que celui du second.

L'allongement à la rupture n'est corrélé avec aucune autre grandeur du fait de la présence d'alliage d'aluminium de fonderie. Par contre, dans un domaine restreint aux seuls aciers au carbone, l'allongement serait corrélé à la résistance. La relation qu'il est possible d'identifier dépend bien évidemment de la population analysée. Il est vrai que plus la population examinée comprend des matériaux divers, plus il y a des comportements particuliers et donc peu de vérités ou de lois générales.

Concernant les corrélations des grandeurs internes aux essais de taraudage, il apparaît que le *Couple Moyen* est lié au *Couple de Formation* et au *Couple de Frottement*. Ceci n'est pas inattendu car il est égal à la somme de ces deux couples. Le *Couple de Formation* et le *Couple de Frottement* ne sont pas liés entre eux donc doivent être expliqués de manière dissociée. Le *Pourcentage de Frottement* est bien corrélé au rapport de temps des régimes transitoires ($R_{t.r.t.}$), ce qui confirme donc l'implication de la conicité arrière du taraud sur le frottement sur la partie guide. Toutefois, il n'est pas possible de relier ces frottements au retour élastique σ_{max}/E. L'acier inoxydable a effectivement le rapport σ_{max}/E le plus grand alors que le *Pourcentage de Frottement* pendant le taraudage n'est que de 21%. Afin d'établir une corrélation, il faudrait intégrer le coefficient de frottement μ des matériaux et considérer un facteur $\mu.\sigma_{max}/E$. Ceci n'est pas faisable par manque de données sur les coefficients de frottement, qui plus est dans les conditions du procédé, c'est-à-dire sous lubrification et avec un revêtement d'outil en nitrure de titane.

Les couples de taraudage sont notamment corrélés avec la résistance à la rupture R_m du matériau. Ceci permet donc de formuler simplement des modèles empiriques, faciles à manipuler et utilisables dans le cas d'une prédétermination. Evidemment, les modèles représentés à la **Figure 4.10**, ont une précision modeste, sont empiriques et ne sont valables que dans des conditions opératoires constantes (diamètre avant-trou, fluide, dimensions du filet), mais l'objectif fixé est l'influence du matériau.

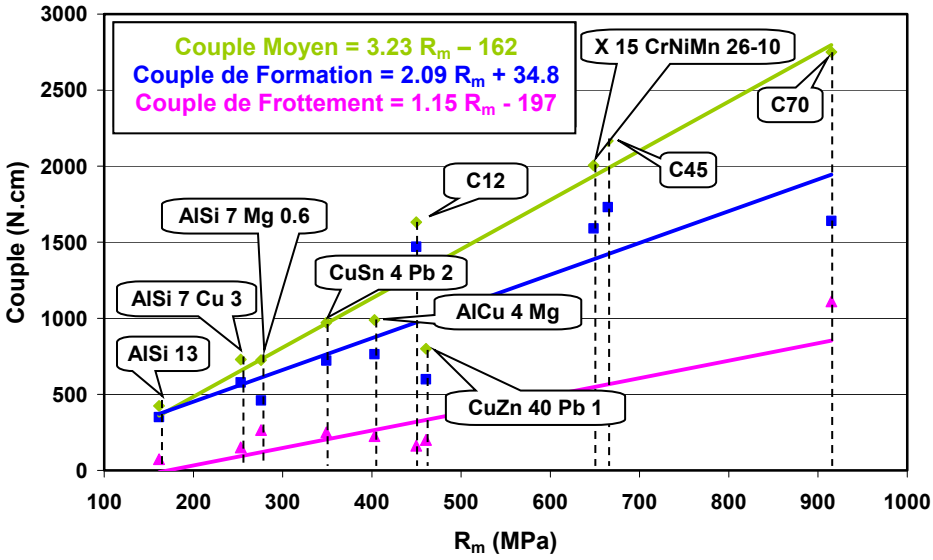


Figure 4.10 : Corrélation entre les couples et la résistance à la rupture des matériaux.

La forme du creux au sommet du filet est vraisemblablement liée à la sensibilité à l'écrouissage du matériau taraudé. Plus celui-ci est écrouissable, plus le creux est profond et moins il est large comme le montre la **Figure 4.11**. Le bronze échappe à cette règle et aucune raison à cet état de fait n'est identifiée. La prise en compte des conditions de frottement entre l'outil et le matériau permettrait une meilleure corrélation.

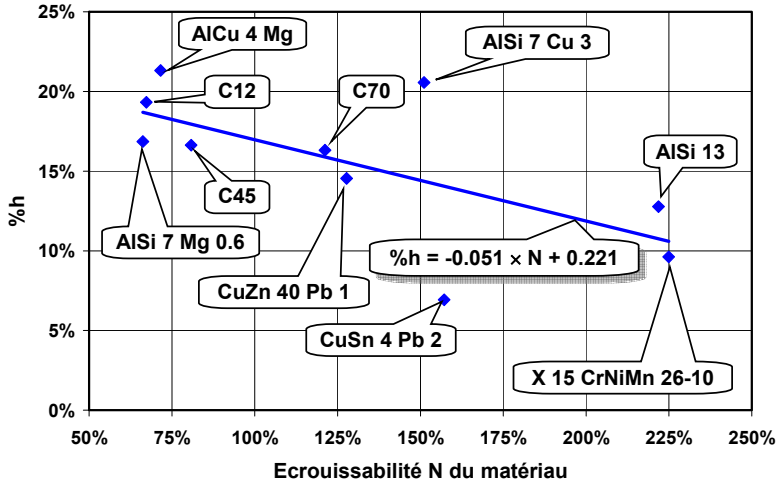


Figure 4.11 : Corrélation entre l'écrouissabilité du matériau et la géométrie du creux au sommet du filet.

Les facteurs influençant le niveau d'écrouissage du filet obtenu ne sont pas identifiés. En effet, aucun coefficient de corrélation entre %HV et un autre facteur ne dépasse 80%. L'augmentation de dureté au pied du filet n'est pas uniquement liée à l'écrouissabilité du matériau. L'intensité du frottement entre l'outil et le matériau modifie le niveau de déformation, ce qui est établi au **§4.2**. Il faudrait donc corréler non pas deux facteurs mais trois : %HV, n ou N, et μ, ce dernier étant difficile à déterminer pour des raisons déjà explicitées ci-dessus. D'autre part, la caractérisation des matériaux avec un essai de traction a l'avantage d'être simple ; toutefois cet essai ne reproduit pas des sollicitations identiques à celles du procédé. Le niveau des déformations diffère de manière importante. En taraudage par déformation, elles peuvent atteindre plusieurs centaines de pourcent en compression, cf. **Chapitre 3**, alors qu'elles sont en dessous de 20% avec l'essai de traction. Cela s'explique notamment du fait de l'instabilité plastique en traction, de l'apparition de la striction, et des ruptures fragiles des matériaux de fonderie. L'écrouissabilité du matériau n'est donc pas bien identifiée à partir de l'essai de traction et il n'est pas possible de corréler cette seule caractéristique avec les mesures de dureté faites sur les filets.

4.1.6 Conclusions sur l'effet du matériau

L'étude proposée ci-dessus démontre la faisabilité de l'opération de taraudage par déformation dans une large variété de métaux. Elle aborde les conséquences des propriétés mécaniques des alliages sur les couples et les propriétés des filets obtenus. Il apparaît que des filets se forment très différemment et des niveaux d'écrouissage variables sont possibles suivant le matériau. Des investigations plus poussées devraient reposer sur la quantification des coefficients de frottement pour chaque matériau. C'est un obstacle important car la température de travail dépend du matériau et il s'agit d'un frottement lubrifié. L'étude de l'influence de la lubrification, cf. **§4.2**, montre que c'est un processus exclusivement physico-chimique, et le lubrifiant n'a donc pas le même effet si

l'alliage est à base de fer, d'aluminium ou de cuivre. D'autre part, il faudrait intégrer les propriétés thermo-physiques telles que la capacité, la conductivité et la diffusivité thermique. L'étude proposée se base uniquement sur les caractéristiques mécaniques des matériaux, mais apporte déjà les éléments les plus importants.

L'interaction matériau-procédé est un champ d'étude très vaste. De nombreuses questions méritent d'êtres traitées.

Des essais ont montré qu'il était possible de tarauder l'acier 40 NiCrMo 16 trempé et revenu avec une résistance de 1 400 MPa. Lors du taraudage de cet acier à l'état brut de trempe (R_m = 2 100 MPa, $A\%$ = 5%) le taraud s'est soudé à la pièce au moment de l'entrée dans l'éprouvette. Dans quelle limite de résistance un alliage peut-il être taraudé par déformation ?

Il est donc impossible de tarauder par déformation deux familles de matériaux, et pour des raisons différentes. Il y a les alliages très durs, dont la ductilité aux températures de travail du taraudage par déformation est insuffisante. Et puis il y a les fontes, dans lesquelles la présence de graphite entraîne la fissuration de la matrice lors de la formation du filet. L'allongement à la rupture A% n'est donc pas un critère, car des alliages d'aluminium de fonderie, malgré une certaine fragilité, sont taraudables par déformation. La possibilité d'appliquer le procédé de taraudage par déformation à un alliage doit donc être réfléchie au niveau de sa microstructure : quelle est sa ductilité et y a-t-il cohésion entre les différentes phases ?

L'acier C70 a une structure perlitique : il a donc à priori moins d'aptitude à se déformer plastiquement que la structure bainitique de l'acier 42 CrMo 4 traité dont la résistance est identique au premier acier. Quelle est l'influence de la microstructure de l'alliage taraudé ?

L'acier C70 possède des inclusions de sulfure de manganèse et ces sulfures se retrouvent dans les zones déformées, notamment au pied des filets. La population inclusionnaire de l'acier taraudé joue-t-elle un rôle en taraudage par déformation et peut-elle constituer un troisième corps ?

La problématique de l'interaction matériau-procédé inclut forcément l'endommagement de l'outil et sur ce point il existe peu de travaux en taraudage.

4.2 Effet du fluide

Le taraudage, par coupe ou par déformation, est un procédé d'usinage sévère et le succès d'une opération tient souvent au fluide utilisé qui peut être lubrifiant ou réfrigérant. Le taraudage est donc un moyen d'évaluation et de comparaison de fluides, proposé par des normes [**ASTM D5619-00**, **NORDTEST MECH 039**] ; la société Falex propose une machine à tarauder à cet usage [**Fav_77**]. De fait, il existe plusieurs études qui traitent de la lubrification en taraudage par coupe [**Fle_56**, **DeC_02**, **Bel_02**] mais aucune ne s'intéresse au taraudage par déformation.

Cette étude proposée ci-dessous traite donc de l'effet du fluide sur le procédé de taraudage par déformation de l'acier C70 à 900 MPa. Afin d'apporter une contribution la plus large possible ces investigations intègrent : la caractérisation des lubrifiants, les essais de taraudage, des mesures de températures, des analyses métallurgiques et chimiques.

4.2.1 Caractéristiques des fluides

Pour cette étude, 9 huiles minérales et 2 émulsions de 6 formulateurs sont testées. Les différents fournisseurs sont Condat, Fuchs, Mobil, Quaker Chemical, et Total. Tous ces fluides sont préconisés par leur fabriquant pour être utilisés en taraudage par coupe ou pour la mise en forme des métaux par déformation plastique. Les fiches techniques de ces produits mentionnent leur viscosité cinématique, le plus souvent uniquement à 40°C, et la nature des additifs extrêmes pressions, c'est-à-dire s'ils sont à base de soufre ou de chlore. L'huile la plus fluide a une viscosité de 9.9 mm²/s, et la plus visqueuse de 22 mm²/s. Le **Tableau 4.3** récapitule ces informations.

Afin d'identifier les atomes des molécules actives effectivement présentes dans une huile, une goutte de celle-ci est mise sur un substrat en alliage d'aluminium et de cuivre qui est ensuite analysé avec un MEB équipé de l'EDS. En procédant ainsi, il n'est pas possible de connaître les teneurs respectives des éléments du fluide car l'intensité des pics dépend principalement de l'épaisseur du film d'huile sur le substrat. Toutefois, les éléments peuvent être classés, et les atomes présents sont donc indiqués dans le **Tableau 4.3** dans l'ordre des concentrations décroissantes. L'huile de base contient des chaînes carbonées et ses éléments chimiques ne sont pas détectés avec l'EDS car ils sont trop légers.

La **Figure 4.12** montre le spectre de l'huile n°3 ; à l'exception des pics de l'aluminium et du cuivre liés au substrat, les autres pics témoignent de la présence d'éléments chimiques contenus dans les molécules actives.

Les éléments chimiques tels que le soufre et le chlore peuvent provenir d'une pollution, au moment de sa fabrication par exemple. Le soufre peut aussi être contenu en très faible quantité dans l'huile de base utilisée pour l'élaboration. Dans ce cas, l'élément n'est pas un additif actif recherché et cela explique la présence d'éléments à l'état de trace. Les huiles n°2, 3 & 6 sont bien des huiles sans chlore, seules les huiles n°4, 5 & 7 sont chlorées, conformément aux propriétés indiquées par les formulateurs des huiles. L'huile n°7 est la seule huile testée qui soit sulfo-chlorée.

	Informations des fiches techniques des produits		**Résultats de l'analyse EDS**		**Fournisseur**
	Viscosité cinématique à 40°C (mm²/s)	**Additifs**	**Additifs**	**Trace**	
Huile n°1	15	S	S+Ca		F1
Huile n°2	20	S	S+Na	Cl	F2
Huile n°3	11	S	S+Ca+P+Zn	Cl	F2
Huile n°4	21	Cl	Cl	S	F3
Huile n°5	12	Cl	Cl	S	F2
Huile n°6	9,9	S	S+Ca+P+Zn	Cl	F4
Huile n°7	11,7	Cl	Cl+S+P+Na		F4
Huile n°8	22	S	S		F4
Huile n°9	17	S	S+P+Ca		F5
Emulsion n°1 à 5%	2	S	S+P+Na+K		F6
Emulsion n°2 à 20%	2	S	S+Na+P+K		F2

Tableau 4.3 : Caractéristiques des produits utilisés.

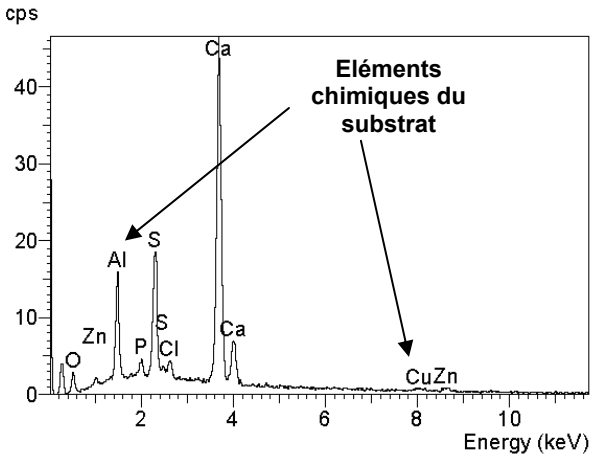


Figure 4.12 : Spectre EDS sur un substrat en alliage aluminium-cuivre avec un film de l'huile n°3.

Concernant les émulsions, la première est à 5% et la seconde à 10%. Les concentrats sont analysés suivant la même méthode que pour les huiles. La présence de potassium s'explique par le fait que c'est un élément tensioactif utilisé pour créer l'émulsion d'huile dans l'eau. Les viscosités des émulsions utilisées ne sont pas mesurées, elles sont estimées et majorées à 2 mm²/s à 40°C.

L'analyse EDS permet de présumer de la nature des additifs du fluide, et donc d'en savoir plus par rapport à l'information fournie par la fiche technique. Toutefois, les quantités des différents éléments contenus dans chaque fluide demeurent inconnues et les molécules actives ne sont pas identifiées. Seul le fabriquant de l'huile connaît sa formulation exacte et il n'existe pas d'analyse permettant d'identifier complètement sa composition et donc de permettre sa reproduction.

Un élément chimique peut être présent dans différents types de molécules actives. Par exemple, le soufre peut être apporté par les molécules suivantes :

- Sulfonates sur-basés (sulfonates de sodium, sulfonates de calcium) [**Hai_01**, **Hon_93**].
- Esters soufrés insaturés
- Polysulfures

Les huiles n°1 et n°2 utilisent probablement des sulfonates sur-basés, sulfonates de calcium pour la première et sulfonates de sodium pour la seconde. L'huile n°8 contient quant à elle, forcément du soufre en fleur, aucun autre élément n'étant détecté.

Le fluide a pour but de contribuer à une lubrification mécanique en tant que média visqueux. D'autre part, il doit contribuer à une lubrification par voie physico-chimique grâce aux additifs qu'il contient. La réaction chimique implique le soufre, le chlore et le phosphore des additifs et le fer de l'acier travaillé. Les produits de réaction sont des sulfures de fer, des chlorures de fer, et des phosphonates de fer. Ces produits forment à la surface de la matière un film extrême pression qui a de bonnes propriétés anti-usure et évite la soudure avec l'outil. C'est la passivation de la surface. Dans le cas des sulfonates sur-basés, des réactions complexes produisent de la ferrite de sodium à partir de sulfonates de sodium, et de la ferrite de calcium à partir de sulfonates de calcium. Ces produits de réaction sont des composés facilement cisaillables.

Un fluide contient, en général, entre une et trois molécules actives, et un élément chimique tel que le soufre peut se trouver dans plusieurs molécules à la fois, le but étant d'assurer la réaction chimique des molécules actives aux différentes conditions de température et pression du procédé.

4.2.2 Essais de taraudage

4.2.2.1 Procédure expérimentale

L'étude de l'effet des fluides s'avère très délicate et il convient de prendre un maximum de précautions expérimentales afin de s'assurer de la justesse des résultats. Tous les tarauds utilisés proviennent du même lot de fabrication et sont nettoyés avec de l'acétone. Un taraud est utilisé pour un seul lubrifiant et chaque essai est répété. Après obtention de l'avant-trou, il est rempli du fluide et le taraud en est recouvert. La méthodologie des essais de taraudage est détaillée plus amplement en **Annexe I**.

Le seul paramètre procédé qui change est le fluide utilisé pour l'opération de taraudage.

4.2.2.2 Effet du fluide sur le couple de taraudage

La description des courbes de couple fait appel à ce qui a été établi et défini au **§1.3**. Les différents essais montrent que le couple n'atteint pas toujours un régime permanent après que la surface de contact entre le taraud et la pièce n'augmente plus. La **Figure 4.13** permet la comparaison de l'effet sur le couple de différents fluides. Les courbes de couple avec les huiles n°2 et 4 et avec l'émulsion n°2 atteignent un régime permanent à la date 1.5 s mais deux autres cas sont possibles. Le couple peut augmenter aussi longtemps que le taraud travaille comme le montre la courbe de couple avec l'huile n°9. Cette situation pourrait s'expliquer par le fait que l'huile permet son action de lubrification du fait de température trop importante par exemple. L'autre situation est démontrée par la courbe du couple avec l'huile n°1. Le couple augmente du fait du retour élastique du matériau déformé, mais à un instant donné le couple décroît légèrement et rejoint un régime permanent à un couple moyen différent. Une telle huile pourrait avoir besoin davantage de température ou d'un temps plus long pour avoir une meilleure efficacité, c'est-à-dire pour que les additifs réagissent. Il s'agirait, dans ce cas, d'un problème de cinétique chimique.

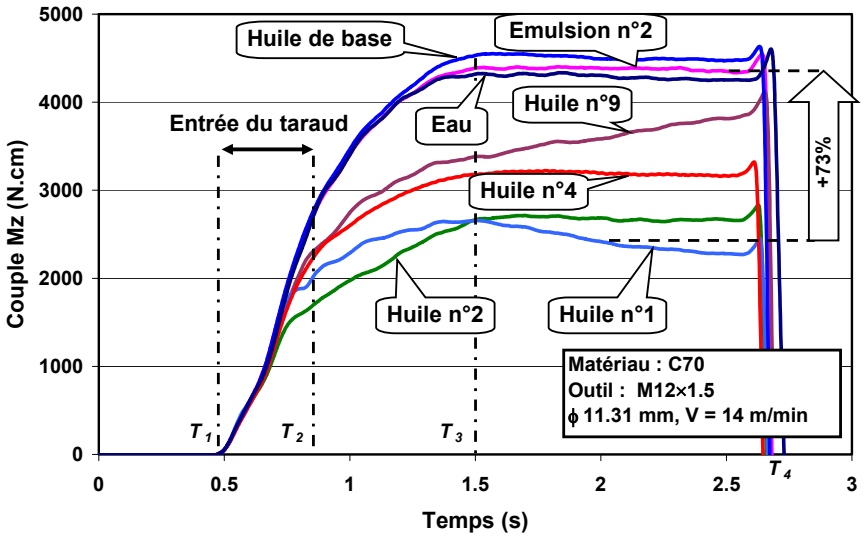


Figure 4.13 : Courbes de couple de taraudage pour différents fluides.

Dans le cas où il n'y a pas de régime permanent, le *Couple Moyen* est calculé entre l'instant T = 1.5 s et l'instant $T = T_4$, et le *Couple de Frottement* est défini par l'équation (4.5).

Couple de Frottement = *Couple Moyen* – *Couple de Formation* (4.5)

La **Figure 4.13** montre l'importance première d'un fluide lubrifiant en taraudage par déformation. Le *Couple Moyen* avec l'huile la moins performante est de 53% supérieur à celui obtenu avec la meilleure huile. Dans le cas de la seconde émulsion, ce taux est de 73%. Il est clair qu'une huile adaptée au taraudage par déformation réduit non seulement le *Couple de Frottement* mais aussi le *Couple de Formation*. C'est une observation importante, car le *Couple de Formation* concerne les efforts sur les lobes de l'entrée du taraud qui sont les parties actives de l'outil et où les pressions entre l'outil et le matériau travaillé sont à priori les plus élevées.

Tous les résultats sont présentés **Figure 4.14** ; les fluides sont classés du meilleur au moins performant en considérant comme critère le *Couple Moyen*. Ce classement est légèrement différent, comme le montre le **Tableau 4.4**, si le critère pris en compte est le *Couple de Formation* ou le travail du couple de taraudage. Cette différence tient au comportement non monotone de certaines huiles et à la définition des critères. Le *Couple de Formation* est un critère très pertinent du point de vue des conditions de travail des lobes actifs. Toutefois, sa mesure est la valeur instantanée du couple à l'instant T_2 où l'entrée du taraud est entièrement engagée. Après cette date, les efforts sur les lobes de l'entrée peuvent évoluer suivant la cinétique chimique de la réaction des additifs du lubrifiant. Le problème est qu'après la date T_2, il n'est pas possible de dissocier du couple instantané le *Couple de Formation* et le *Couple de Frottement*. Le travail du couple pendant le taraudage est un critère global qui intègre l'énergie dissipée pour la formation du filet et par le frottement sur la partie guide de l'outil et donc ne les dissocie pas. D'autre part, ce critère est lié au temps de cycle, c'est-à-dire que si la profondeur du trou taraudé était deux fois plus grande, l'huile n°1 serait plus efficiente que l'huile n°2 du point de vue du travail du couple, contrairement à ce qui est indiqué dans le **Tableau 4.4**. Du point de vue du procédé, ce qui importe c'est la durée de vie de l'outil, et seuls des essais d'usure permettraient de sélectionner l'huile la plus performante parmi l'huile n°1 et l'huile n°2. Le critère retenu pour qualifier l'efficacité d'une huile est le *Couple Moyen*, car il est simple et sa mesure est fiable. De plus, c'est une grandeur nécessaire au dimensionnement de l'opération de taraudage, de la broche, et de la prise de pièce.

Les huiles n°1 à n°4 ont une efficacité décroissante, les huiles n°5 à n°7 entraînent un couple comparable, et les quatre derniers fluides ont aussi une efficacité décroissante. Le *Couple Moyen* avec l'huile n°9 est inférieur de seulement 10% à celui de l'émulsion n°1.

Les huiles chlorées ne sont pas les meilleures. C'est une conclusion importante car le coût de retraitement de ces huiles est aussi beaucoup plus élevé que pour les autres et dès lors qu'une huile chlorée est introduite sur un site de production, toutes les huiles de ce site seront retraitées en considérant qu'elles sont chlorées elles aussi. Ces contraintes sont liées à des considérations environnementales, d'hygiène et de sécurité. Du point de vue du procédé de taraudage par déformation, il est donc tout à fait possible de se dispenser de ces huiles chlorées et de recourir à une huile plus performante.

Concernant les produits aqueux, l'émulsion n°1 a une performance semblable à l'émulsion n°2, alors que c'est une émulsion à 5% contre 20% pour la seconde.

Des essais complémentaires utilisent pour fluide de taraudage de l'eau sans additivation et de l'huile de base de huile n°2, c'est-à-dire sans aucun additif aussi. Ces deux fluides occasionnent un couple comparable aux deux émulsions. En considérant le pouvoir de lubrification de l'eau comme étant nul, cela permet de conclure, qu'une émulsion n'a peu ou pas d'aptitude à la lubrification en taraudage par déformation dans les aciers à 900 MPa. D'autre part, le fait que l'huile de base ait un comportement semblable à l'eau montre que ce fluide ne lubrifie pas lui non plus et donc que la propriété de l'eau et des émulsions à être un réfrigérant ou un fluide caloporteur n'est pas utile au procédé. Par ailleurs, l'écart qui existe entre le couple de l'huile n°2 et son huile de base tend à montrer que la performance d'une huile tient essentiellement à son additivation. La conséquence de cette observation serait que la viscosité de l'huile n'a pas d'influence sur sa performance pour l'application étudiée. Cette hypothèse sera confirmée ci-dessous.

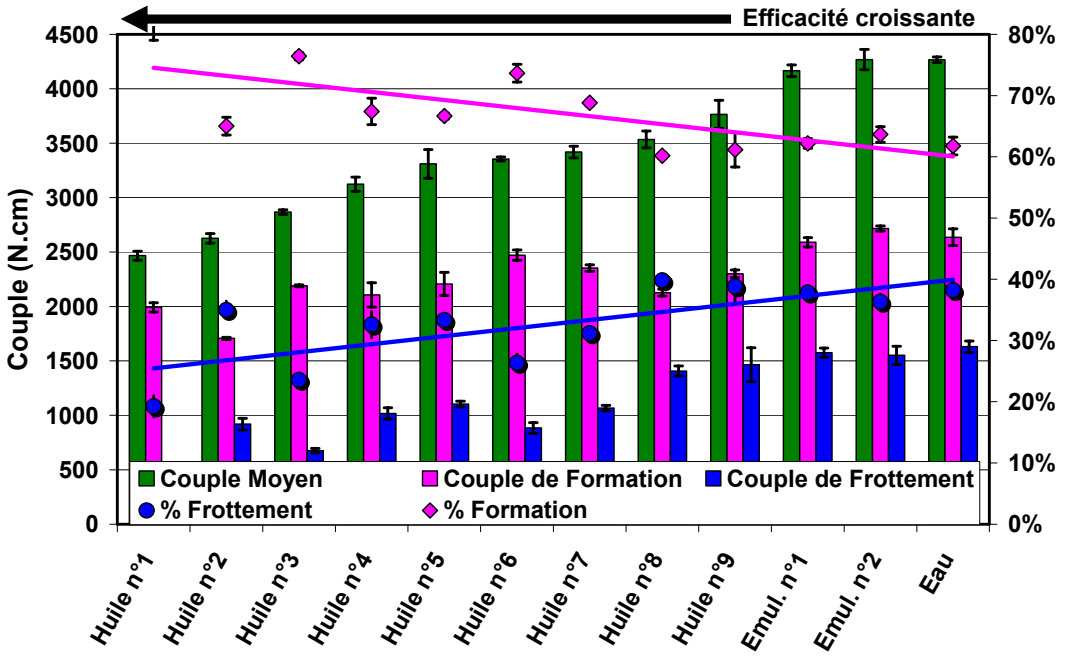


Figure 4.14 : Synthèse des résultats de tous les fluides.

	Couple Moyen (N.cm)	Couple de Formation (N.cm)	Travail du couple (J)
Efficacité ↑	Huile n°1	Huile n°2	Huile n°2
	Huile n°2	Huile n°1	Huile n°1
	Huile n°3	Huile n°4	Huile n°3
	Huile n°4	Huile n°8	Huile n°4
	Huile n°5	Huile n°3	Huile n°5
	Huile n°6	Huile n°5	Huile n°7
	Huile n°7	Huile n°9	Huile n°6
	Huile n°8	Huile n°7	Huile n°8
	Huile n°9	Huile n°6	Huile n°9
	Emulsion n°1	Emulsion n°1	Emulsion n°1
	Emulsion n°2	Emulsion n°2	Emulsion n°2

Tableau 4.4 : Classement des fluides en fonction du critère d'efficacité retenu.

Le *Pourcentage de Frottement* et le *Pourcentage de Formation* sont définis par les équations (4.6) et (4.7)

Pourcentage de Frottement = Couple de Frottement / Couple Moyen (4.6)

Pourcentage de Formation = Couple de Formation / Couple Moyen (4.7)

Toutes les huiles réduisent le *Couple de Frottement* en comparaison des émulsions et les huiles les plus performantes réduisent en plus le *Couple de Formation*. La tendance est que meilleure est l'huile, plus faible sont le *Couple de Frottement* et le *Couple de Formation*, mais le *Pourcentage de Frottement* augmente, c'est-à-dire que le *Pourcentage de Formation* augmente. Il est donc plus facile de réduire le frottement sur la partie guide du taraud que sur les lobes de l'entrée, et cela confirme donc que les pressions sont plus importantes dans la seconde zone. Concernant les conditions de lubrification sur chaque lobe dans l'entrée, deux hypothèses peuvent être faites. La première est qu'une huile efficace réduit les forces sur chaque lobe de l'entrée. La seconde est qu'elle réduit uniquement les forces sur les premiers lobes de l'entrée et non sur les derniers lobes où les pressions sont plus élevées du fait de l'écrouissage de la matière par les lobes précédents.

4.2.2.3 Viscosité et performance d'une huile

Il est essentiel, pour faire un choix, de déterminer quelles propriétés d'un fluide fait qu'il est adapté au taraudage par déformation. Une comparaison aisément faisable est celle entre la viscosité du fluide et le couple de taraudage. Néanmoins, comme le montre la **Figure 4.15**, il n'y a pas de corrélation entre ces deux grandeurs. Une huile de viscosité supérieure à 20 mm²/s peut conduire à un *Couple Moyen* faible, de 26.3 N.m pour l'huile n°2, mais aussi à un *Couple Moyen* nettement supérieur, de 35.4 N.m - soit 35% de plus - pour l'huile n°8.

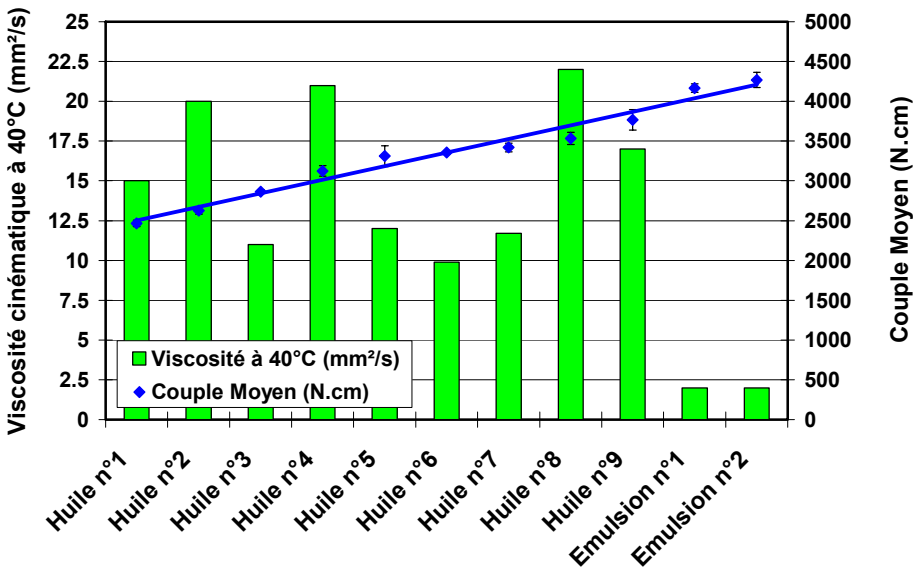


Figure 4.15 : Lien entre viscosité cinématique de l'huile et *Couple Moyen* de taraudage.

Il apparaîtrait donc que les additifs d'une huile seraient les éléments majeurs qui déterminent sa performance en taraudage par déformation et que la viscosité n'aurait peu ou pas importance. Les essais de taraudage avec l'huile de base (cf. **§4.3.2.2**), utilisée pour l'élaboration de l'huile n°2, appuient une telle assertion.

Afin d'affirmer de manière indéniable ces conclusions, le fournisseur de l'huile n°2, a produit cette huile avec deux autres viscosités. L'huile n°2-A et l'huile n°2-B sont fabriquées à partir de différentes huiles de base et les mêmes additifs que dans l'huile n°2 y sont ajoutés. Les caractéristiques de ces huiles sont récapitulées dans le **Tableau 4.5**. La **Figure 4.16** montre qu'il n'y a pas de différence significative en taraudage avec ces huiles. Le *Couple Moyen* est le même, les couples diffèrent légèrement seulement entre les instants T_2 et T_3, ce qui peut s'expliquer par l'existence d'une interaction entre les additifs et les huiles de base.

Par conséquent, ces essais confirment que la viscosité a un effet négligeable sur le couple et que la performance d'une huile en taraudage par déformation réside dans son additivation. Cette conclusion n'aide bien évidement pas à choisir une huile étant donné que ce qui a trait aux additifs des huiles n'est pas communiqué par son fabriquant car cela constitue son savoir.

	Viscosité cinématique à 40°C (mm²/s)	Additifs	Trace
Huile n°2	20	S + Na	Cl
Huile n°2-A	11.6	S + Na	Cl
Huile n°2-B	6.3	S + Na	Cl

Tableau 4.5 : Caractéristiques des huiles n°2, huiles n°2-A et huiles n°2-B.

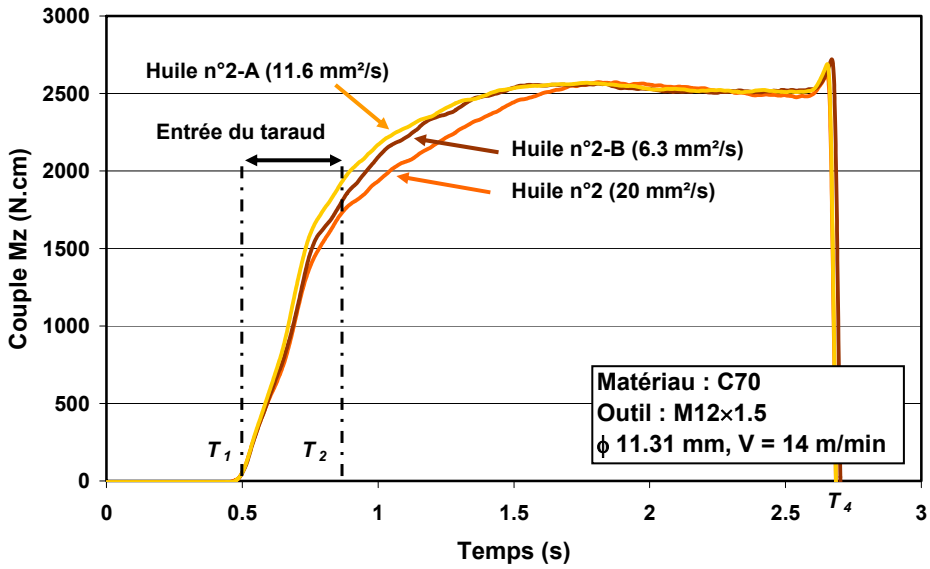


Figure 4.16 : Effet de la viscosité de l'huile n°2 sur le couple.

4.2.2.4 Influence du mode de lubrification

Pour l'ensemble des essais, les trous borgnes sont remplis d'huile et le taraud recouvert de cette même huile, avant de procéder à l'opération de taraudage. Ce mode de lubrification a été utilisé pour minimiser les quantités d'huile nécessaire aux essais et éviter des vidanges successives du bac de 850 L d'huile de la machine.

Le mode de lubrification utilisé est donc comparable à une lubrification externe classique avec des buses. En effet, le trou borgne étant plein avant taraudage, davantage d'huile n'est pas nécessaire d'autant plus qu'il n'y a pas de copeau à évacuer. Toutefois, il est vrai qu'avec une lubrification externe le flux permet le renouvellement du fluide dans la

zone de travail et de refroidir les pièces. Par ailleurs, il existe le taraudage avec lubrification par le centre. Pour le taraudage par coupe, ce moyen présente un intérêt notamment pour l'évacuation des copeaux.

La tendance actuelle est de minimiser les quantités de lubrifiant nécessaire aux opérations d'usinage pour des raisons d'environnement et de coût. C'est dans cette optique que des essais sont faits. La **Figure 4.17** montre des essais de taraudage avec l'huile n°2 avec deux modes de lubrification différents. Le premier mode, valable pour tous les autres essais, consiste donc à remplir le trou et couvrir le taraud d'un film d'huile. Le deuxième mode consiste à mettre uniquement un film d'huile sur le taraud. Il apparaît que les courbes de couple sont identiques dans les deux cas.

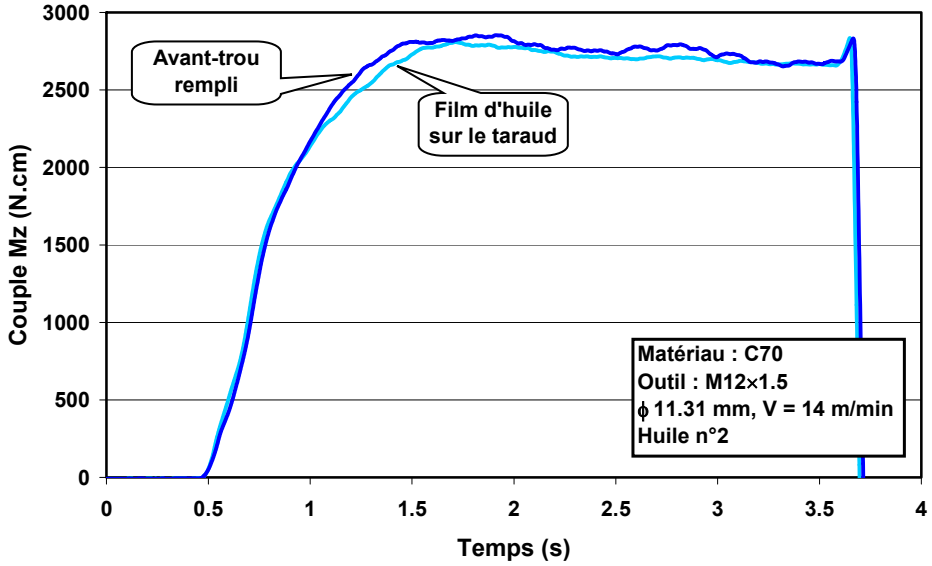


Figure 4.17 : Influence du mode de lubrification sur le couple.

Ces essais montrent la faisabilité de la micro lubrification en taraudage par déformation d'un acier à 900 MPa. Cela établit aussi qu'a priori il existe un film d'huile, au moins lorsque celle-ci est performante, entre l'outil et la matière, et que ce film n'est pas rompu lors du taraudage avec un minimum de fluide.

4.2.3 Lubrification et température

Les températures durant la mise en forme sont un champ d'investigation important. L'élévation de température conduit à l'adoucissement thermique du matériau travaillé ce qui facilite sa mise en forme, mais, en contrepartie, des températures trop importantes affectent les propriétés mécaniques de l'outil et contribuent à son usure par différents mécanismes. Le dernier élément affecté par la température est le 3ème corps, c'est-à-dire le fluide qui est le média entre l'outil et la matière. L'énergie thermique est nécessaire pour activer les réactions chimiques des additifs contenus dans le fluide, mais une température trop élevée conduit à l'oxydation de l'huile. L'huile est donc affectée par la température mais cela est réciproque. La température diminue par l'action du lubrifiant qui réduit les frottements entre l'outil et le matériau.

Le travail mécanique du couple de taraudage est considéré comme étant intégralement converti en chaleur. Ce travail *W* est calculé par l'équation (4.8), où ω est la vitesse de rotation du taraud (rad/s). Donc, plus le couple de taraudage est élevé, plus il y a de

chaleur créée. Néanmoins, ce raisonnement ne permet pas de conclure si les températures sont localement plus importantes ou pas.

$$W = \int_{T_4}^{T_1} Mz(t).\omega.dt \tag{4.8}$$

Comme il n'est matériellement pas possible de mesurer la température du fluide à l'interface outil/matière, il est choisi de mesurer la température avec un premier thermocouple TC1 à 1 mm du pied du troisième filet, i.e. à 4.5 mm du haut de l'éprouvette. Il n'est pas possible de placer le thermocouple plus près du pied du filet parce qu'il serait dans la zone du matériau déformé par le taraudage et serait donc détérioré. Un second thermocouple TC2 mesure la température du fluide contenu au fond de l'éprouvette comme le montre la **Figure 4.18**.

En pratique, des thermocouples de type K sont utilisés car ils ont une bonne sensibilité et une étendue de mesure intéressante. Le diamètre des thermocouples est de 0.25 mm afin d'avoir un temps de réponse acceptable pour un coût raisonnable du thermocouple. Le perçage du trou pour le thermocouple TC2 se fait au préalable, pièce horizontale dans un montage en vé dédié. Le perçage du trou pour le thermocouple TC1 se fait la pièce prise dans le montage d'usinage pour le taraudage. Ainsi la distance de 1 mm entre le thermocouple TC1 et le pied du filet est assurée. La pièce est ensuite découpée en fraisage après taraudage afin de vérifier la localisation du thermocouple TC1 par rapport au pied du filet.

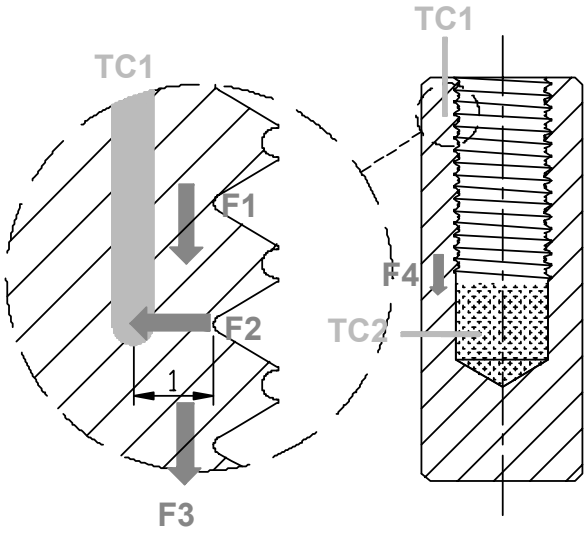


Figure 4.18 : Localisation des thermocouples dans l'éprouvette de Type I.

Le thermocouple TC1 mesure deux maxima à la date de 0.9 s et de 4 s comme le montre la **Figure 4.19**. L'échelle de temps du système de mesure n'est pas synchronisée avec celle des mesures de couple. La chaleur apparaît principalement dans les zones déformées du matériau taraudé et à l'interface outil/matière. Ensuite, la chaleur est partiellement conduite dans l'outil, et une autre partie est évacuée dans le fluide qui sort de l'éprouvette, mais la plus grande partie de la chaleur est créée ou conduite dans la pièce. La température au point de mesure TC1 est la conséquence, dans une approche simplifiée, de quatre flux de chaleur comme le montre la **Figure 4.18**.

Le premier maximum $TC1_{max}$, à la date 0.9 s, est atteint suite à l'influence directe du flux de chaleur F2 créé par les déformations du filet formé le plus proche. Mais il y a aussi un flux F1 qui vient des filets formés au dessus et un flux F3 qui transporte la chaleur vers le bas qui est une zone plus froide. La conjonction de ces différents flux, avec en plus le deuxième passage du taraud, explique l'apparition du pic de température, trois secondes plus tard. Globalement, du fait de la morphologie de l'éprouvette, la chaleur est conduite vers le bas de l'éprouvette. Par conséquent, la température du fluide, qui n'est pas chassé par le taraud, augmente pendant plusieurs dizaines de secondes, comme l'indiquent les mesures **Figure 4.20** du thermocouple TC2. La chaleur est enfin évacuée au travers du montage d'usinage, et par convection dans l'air dans des temps plus longs.

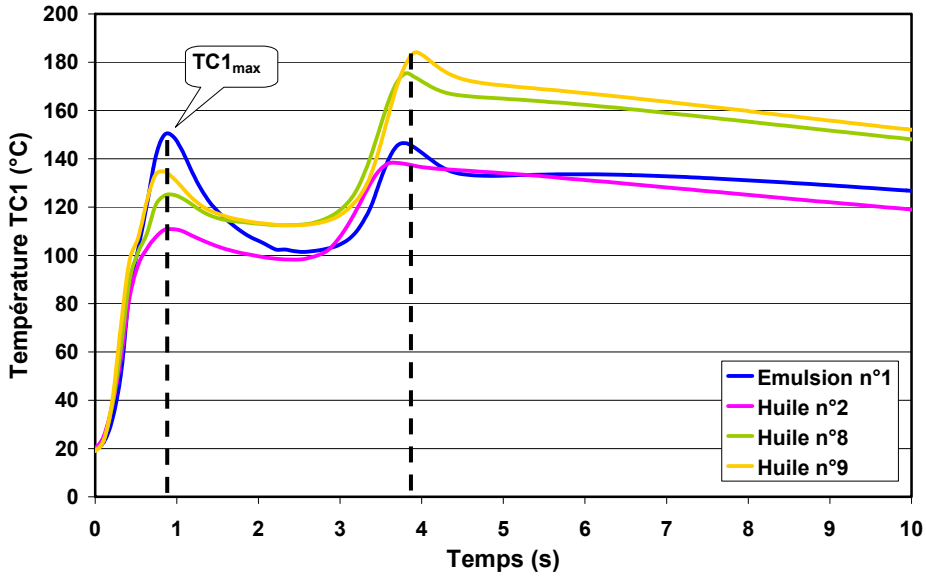


Figure 4.19 : Température mesurée par le thermocouple TC1.

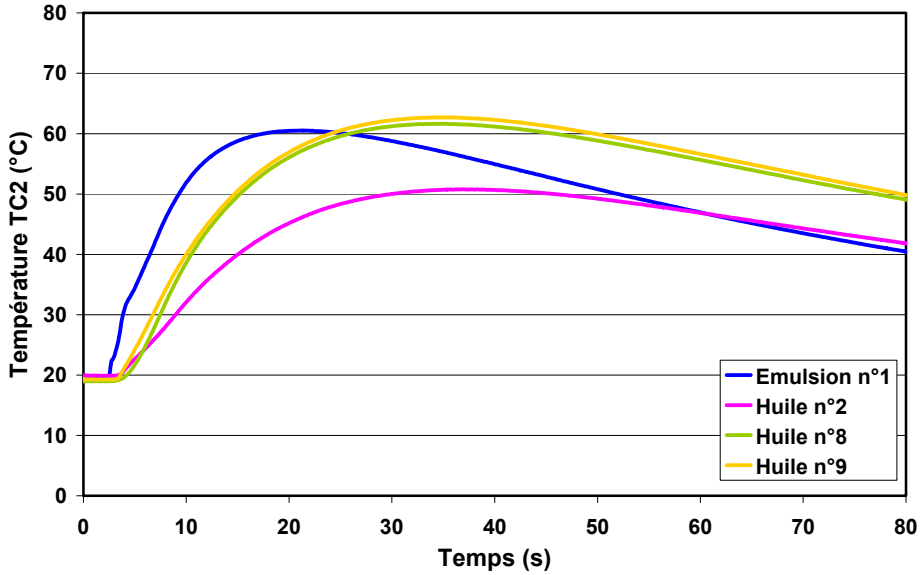


Figure 4.20 : Température mesurée par le thermocouple TC2.

Le premier maximum $TC1_{max}$, **Figure 4.19**, peut être considéré comme étant une température caractéristique de l'effet du fluide. Les résultats sont résumés **Figure 4.21**.

Avec l'huile n°2, qui est la seconde meilleure huile, le maximum $TC1_{max}$ est de 111°C, alors qu'avec l'émulsion n°1, qui est un mauvais lubrifiant, cette température est de 153°C. La température est donc corrélée avec le couple de taraudage, c'est-à-dire avec la performance de l'huile.

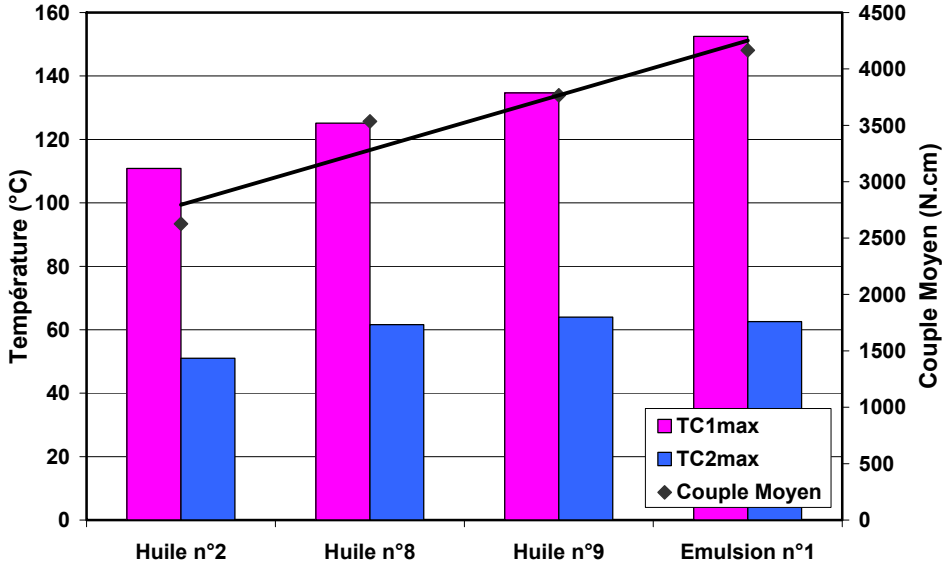


Figure 4.21 : Synthèse de température mesurée.

Le classement des maxima de température $TC1_{max}$ des différents fluides n'est pas identique avec celui des maxima $TC2_{max}$. La température $TC2_{max}$ de l'émulsion n°1 est inférieure à celle des trois huiles, alors que davantage de chaleur est générée en taraudant avec ce fluide. Cela s'explique par le fait que la capacité calorifique d'une émulsion est supérieure à celle d'une huile.

Il y a un équilibre lié aux différentes interactions entre la température, la réaction des additifs du lubrifiant et le couple. Le couple crée de la chaleur, la température permet l'activation de la réaction chimique du lubrifiant, et la lubrification par voie physico-chimique réduit le frottement et donc le couple, comme l'explique la **Figure 4.22**. Ces mesures montrent qu'un fluide plus efficace doit commencer à être actif à des températures plus basses qu'un lubrifiant moins efficace.

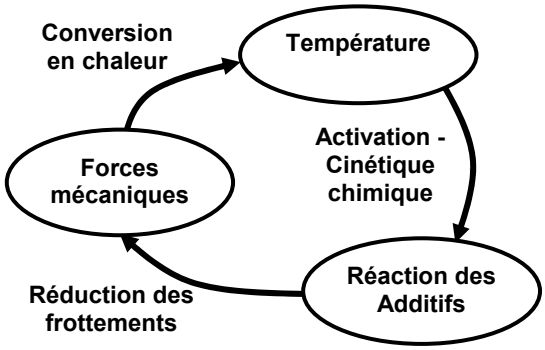


Figure 4.22 : Interactions entre la mécanique, la thermique, et la chimie.

4.2.4 Investigations sur les échantillons taraudés

Les huiles testées ont un effet important sur le couple et peuvent en particulier changer le *Couple de Formation*. Cela signifie que l'huile entraîne des modifications au niveau métallurgique du filet formé. D'autre part, ses additifs sont impliqués dans le processus de lubrification, et en conséquence ses éléments chimiques doivent se retrouver à la surface des filets formés.

4.2.4.1 Analyses métallurgiques

En taraudage par déformation, la formation du filet est obtenue par déplacement de la matière. Cet écoulement plastique entraîne un écrouissage de la matière. Un bon lubrifiant modifie les frottements entre l'outil et la matière, la question est donc, en changeant ces conditions aux limites du domaine de la matière durant la formation du filet : est-ce que cela influe suffisamment sur la répartition des contraintes pour changer le niveau d'écrouissage de la matière ?

En examinant le creux au sommet du filet, **Figure 4.23**, il apparaît qu'avec un fluide peu lubrifiant, tel qu'une émulsion, la forme de ce bord libre est davantage prononcé qu'avec un huile performante telle que l'huile n°2.

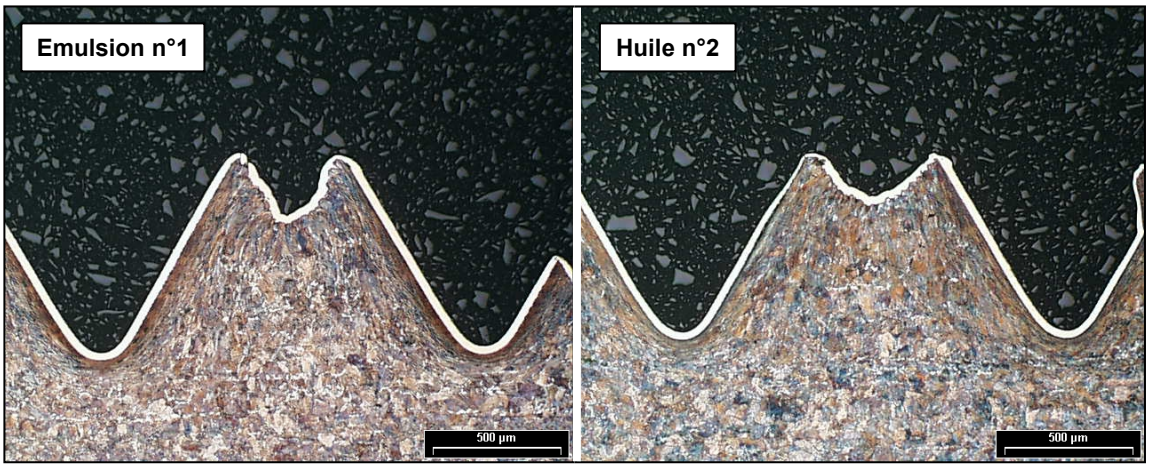


Figure 4.23 : Micrographies de filets taraudés avec l'émulsion n°1 et l'huile n°2.

Des mesures de microdureté sont faites au pied du filet pour quantifier l'influence du fluide sur l'écrouissage de la matière. Cette méthode est expliquée au **§3.2.3**. La **Figure 4.24** montre l'évolution de la dureté de 15 µm à 250 µm du pied de filets taraudés avec deux fluides au pouvoir lubrifiant opposé, i.e. l'huile n°2 et l'émulsion n°1. L'augmentation de dureté à 15 µm du pied filet est de 46% en utilisant l'huile n°2 qui est performante et de 96% avec l'émulsion n°1 qui n'a pas d'aptitude à la lubrification.

Sur les flancs, la dureté est de 850 ± 30 $HV_{0.025}$ pour les filets taraudés avec l'émulsion et de 690 ± 30 $HV_{0.025}$ pour ceux qui le sont avec l'huile n°2. Ces mesures montrent que l'écrouissage dans le filet est plus important en surface et à cœur en utilisant un fluide peu lubrifiant. Cela est corrélé avec le *Couple Moyen*, i.e. plus le couple de taraudage est grand, plus la matière est écrouie. Toutes les mesures de dureté sur les échantillons taraudés avec les différentes huiles confirment cette conclusion.

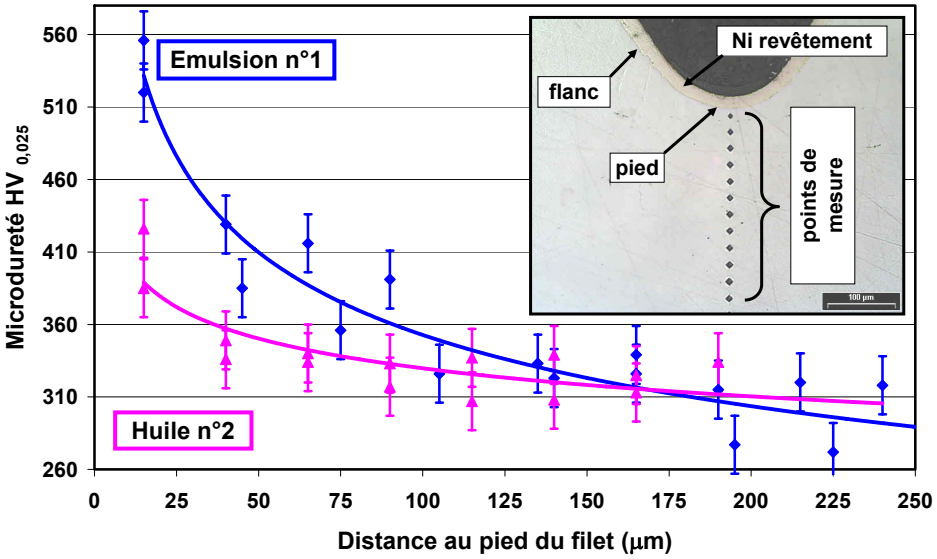


Figure 4.24 : Microduretés au pied de filets taraudés avec l'huile n°2 et l'émulsion n°1.

Ces mesures concernent le filet à l'état achevé. La méthode expliquée au **§3.3.1** permettant d'identifier l'écrouissage aux différents états de formation du filet est appliquée à ces mêmes échantillons. La **Figure 4.25** montre que l'écart d'écrouissage entre l'émulsion n°1 et l'huile n°2 s'accentue au cours de la formation, c'est-à-dire après le travail de chaque lobe. La matière devenant de plus en plus écrouie et la pression de contact plus importante, l'émulsion n°1 n'est rapidement plus à même d'assurer une lubrification contrairement à l'huile n°2.

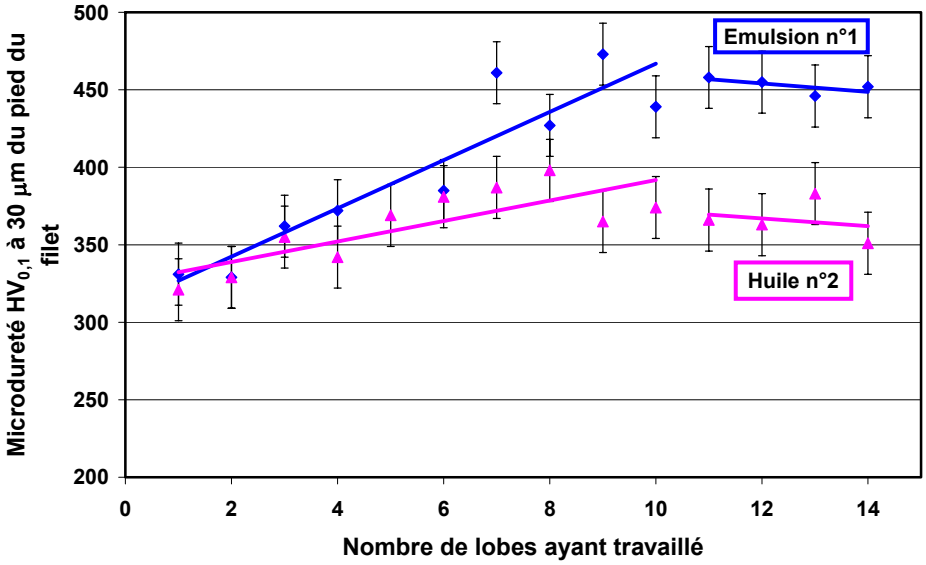


Figure 4.25 : Ecrouissage au cours de la formation de filet taraudés avec l'huile n°2 et l'émulsion n°1.

Ces constations montrent qu'effectivement, l'intensité du frottement entre le taraud et la matière est affectée par le lubrifiant, et de manière à changer la distribution des contraintes de l'écoulement plastique et l'écrouissage qui s'en suit. Cela signifie aussi que la résistance du filetage peut-être liée au fluide utilisé pour l'opération de taraudage.

4.2.4.2 Analyse chimique

Il a été établi que la viscosité de l'huile n'influence pas le couple de l'opération de taraudage et que les additifs sont les principaux responsables de la performance d'un fluide. Ces hypothèses seraient confirmées à l'échelle microscopique, s'il y a présence des additifs extrême pression à base de soufre et de chlore sur la surface des filets.

Avant analyse, les échantillons taraudés sont lavés plusieurs fois de l'huile qui les recouvre, avec du white spirit et de l'acétone en utilisant un bac à ultrasons. Ensuite, la présence du soufre et du chlore sont mesurées par analyse EDS sur le pied de trois filets au milieu des échantillons. Malheureusement, l'analyseur EDS n'est pas calibré pour quantifier le pourcentage de chlore, l'information relative à cet élément est donc binaire, il est présent ou pas. L'acier C70 taraudé possède des inclusions de sulfure de manganèse afin d'améliorer son usinabilité. Ces inclusions sont très localisées et n'interfèrent pas avec la mesure du soufre issu de la réaction des additifs du fluide avec le fer. Sur un spectre EDS en fond de filet, **Figure 4.26**, il apparaît un pic important correspondant à une raie du soufre, et comme il n'y a pas de pic lié au manganèse, cette mesure n'est donc pas faite sur un sulfure de manganèse.

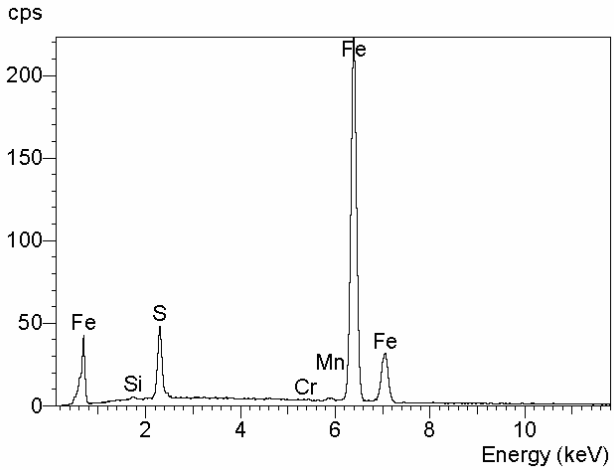


Figure 4.26 : Spectre EDS sur le pied d'un filet taraudé avec l'huile n°8.

La **Figure 4.27** montre les résultats pour l'ensemble des fluides. Les pourcentages sont minimisés du fait que l'EDS considère qu'il analyse un volume de matière alors que les produits des réactions chimiques ne sont qu'en surface.

Le pourcentage de soufre mesuré sur les filets taraudés avec des émulsions est faible comparativement à ceux taraudés avec les huiles sulfurées. Ceci confirme la faible aptitude des produits aqueux à lubrifier durant ces opérations de taraudage. Cette conclusion peut être constatée à l'œil nu. La couleur des surfaces d'un filet taraudé avec une émulsion est brillante comme l'est l'acier. Les filets taraudés avec des huiles apparaissent de couleur jaunâtre à gris foncé. Ce changement d'aspect est lié à la passivation de la surface par le fluide.

La présence de chlore est relevée sur les échantillons taraudés avec les huiles chlorées et sulfo-chlorées, i.e n°4, 5 et 7. En examinant exclusivement les huiles soufrées, le pourcentage massique de soufre sur les filets est compris entre 0.7% et 0.8%, sauf pour les deux huiles les moins performantes. Concernant ces huiles, n°8 et n°9, le pourcentage de soufre est respectivement de 1.4% et de 5%. Ces mesures sont fiables, et la présence

d'autant de soufre sur les filets semble être en contradiction avec le fait que l'utilisation de ces huiles conduit aux couples les plus importants. Plusieurs hypothèses peuvent être formulées. La cinétique chimique est faible et le temps de réaction des additifs est trop long dans les conditions opératoires : le taraud ressort déjà lorsque la réaction est productive. Une autre explication est que le fluide serait dégradé par une température trop importante. Dans le cas du taraudage avec l'huile n°9, cette raison expliquerait l'augmentation du couple avec la date T_3. De plus, sur le dernier filet formé avec cette huile, il y a 7% de soufre, donc il n'y aurait pas d'équilibre entre le couple, la chaleur générée et la réaction du lubrifiant.

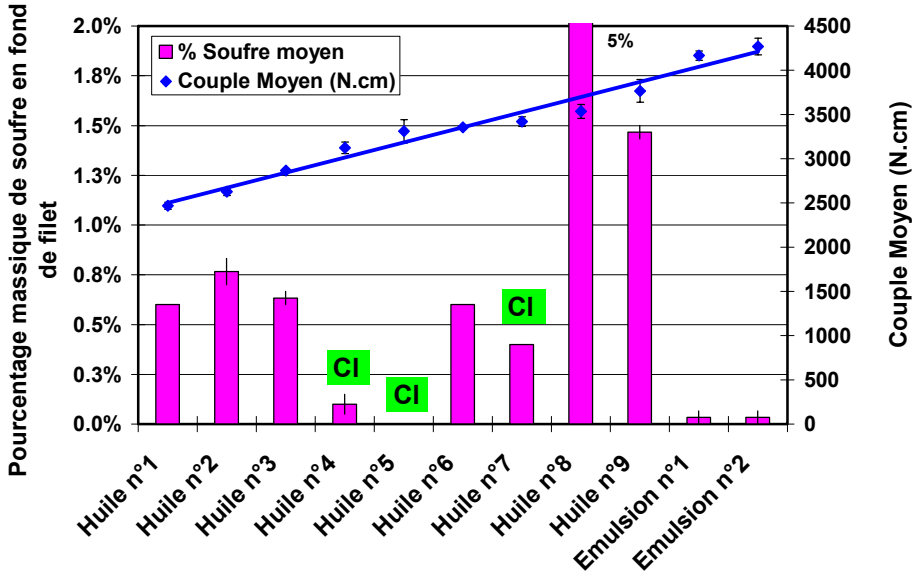


Figure 4.27 : Pourcentage massique de soufre aux pieds des filets.

Il faut noter qu'aucune trace de sodium ou de calcium n'est observée. Le film de ferrite de sodium ou de calcium issue de la réaction des sulfures sur-basés n'est donc pas caractérisé. Soit la réaction correspondante n'a pas lieu dans les conditions de taraudage utilisées, soit ce film n'est pas résistant et n'est plus présent suite au taraudage, détaraudage et lavage.

L'analyse de la présence du soufre sur le filet au cours de la formation est mesurée sur un échantillon taraudé avec l'huile n°2. La **Figure 4.28** montre un accroissement parallèle du pourcentage de soufre et de la dureté au pied du filet, en fonction du nombre de lobes du taraud ayant travaillé. Il y a donc une corrélation entre la présence de soufre et l'écrouissage précédemment mis en évidence au **§4.2.4.1**. Durant la formation du filet, l'énergie de déformation est convertie en chaleur dont résultent les élévations de température. L'écrouissage, causé par des énergies de déformation en augmentation, témoigne que la température est plus élevée sur les lobes les plus hauts dans l'entrée du taraud. Cela correspond à l'accroissement de la température du thermocouple TC1 depuis la température ambiante à la température $TC1_{max}$ sur la **Figure 4.19**. Cette augmentation de température se traduit par une réaction des additifs de plus en plus efficace, donc le pourcentage de soufre sur le pied du filet croît.

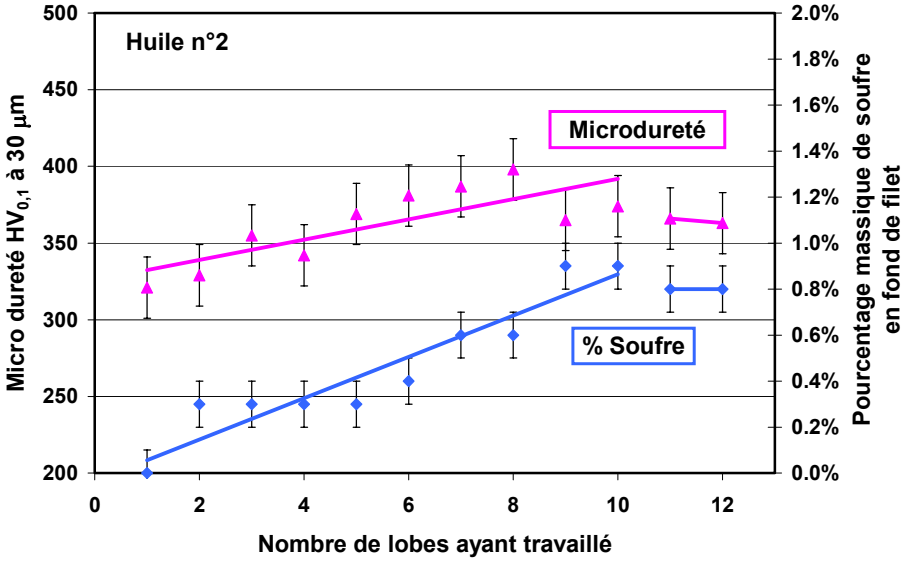


Figure 4.28 : Evolution du pourcentage massique de soufre durant la formation du filet avec l'huile n°2.

4.2.5 Conclusion sur la lubrification

Cette étude sur la lubrification évalue l'aptitude de 9 huiles et de 2 émulsions en taraudage par déformation dans le cas de l'acier C70. Il apparaît qu'il existe d'importantes différences entre ces fluides, et par conséquent le choix de ce fluide est important pour tarauder avec succès. En effet, la diminution importante du couple constatée avec une huile performante, tous autres paramètres restant constants par ailleurs, permet de présager sans aucun doute que l'utilisation de cette huile s'accompagne d'une augmentation de la durée de vie du taraud.

Une huile performante réduit non seulement les frottements sur la partie cylindrique du taraud mais les forces sur les lobes de l'entrée. En conséquence, des aspects métallurgiques du filet formé, comme la forme du creux au sommet, l'écrouissage pendant la formation et résultant, s'en trouvent modifiés. Les émulsions ne sont pas adaptées au procédé, et la performance d'une huile dépend principalement de ses additifs et non de sa viscosité, ce qui n'aide pas au choix d'une huile.

Toutes les huiles sont testées dans les mêmes conditions, notamment à la vitesse V = 14 m/min, ce qui permet une comparaison sur la même base. Il n'est toutefois pas établi qu'une huile puisse avoir une efficacité différente à une autre vitesse. Il n'est pas impossible qu'en raison de la cinétique chimique associée à l'huile n°8, par exemple, le couple de taraudage puisse être inférieur à des vitesses supérieures à 14 m/min. Ceci constitue des perspectives à donner à cette étude sur la lubrification.

4.3 Effet du revêtement et du substrat de l'outil

4.3.1 Objectifs

L'étude de plusieurs huiles extrême pression montre l'importance des frottements qui existent en taraudage par déformation et qu'il est possible de changer très sensiblement leur intensité. Du point de vue de l'outil, le revêtement est l'élément dont les propriétés

influencent aussi l'intensité des frottements. La nature du substrat du taraud, ARS sucobalté (HSSE %Co > 4.4%) ou carbure de tungstène, ne change sans doute pas directement les efforts sur les lobes du taraud quand le taraud est revêtu. Un substrat carbure K10 a une conductivité thermique de 100 W/mK alors que celle de l'ARS n'est que de 19 W/mK. Si l'adoucissement thermique est important en taraudage par déformation, dans le cas d'un substrat K10 la chaleur est donc mieux évacuée dans l'outil ; l'adoucissement thermique du matériau taraudé s'en trouve donc diminué et donc les efforts sur les lobes augmentent. De plus, la cinétique chimique du lubrifiant est influencée par la température.

Afin d'explorer l'effet des propriétés physiques des matériaux qui composent les tarauds par déformation, huit tarauds, cf. **Tableau 4.6**, sont testés. Les outils utilisés sont des tarauds M10×1.5, car le filet M12×1.5 est un filet à pas fin et le choix des outils dans cette dimension est réduit. Les tarauds n°4 et n°6 n'existent pas en standard au catalogue de la société Prototyp. Des tarauds nus sont donc spécialement revêtus par la société Balzers.

Revêtement	aucun	TiN	TiCN	TiAlN
ARS	Taraud n°1	Taraud n°2	Taraud n°3	Taraud n°4
K10	Taraud n°5	Taraud n°6	Taraud n°7	Taraud n°8

Tableau 4.6 : Nature des substrats et revêtement des tarauds d'essais M10×1.5.

Le **Tableau 4.7** présente les propriétés de l'ARS et du carbure de tungstène K10. Le **Tableau 4.8** présente les coefficients de frottement entre l'acier et les revêtements utilisés. Il s'agit de données bibliographiques, la caractérisation porte sur des revêtements de même nature que ceux utilisés.

	Densité	Module d'élasticité	HV_{10}	Ténacité	Coefficient de frottement	Conductivité thermique
Unité		GPa	MPa	$MPa.m^{0.5}$		W/mK
ARS	8-9	217	850	15-25	0.3-0.4	19
K10	15.7	650	1800	13		100

Tableau 4.7 : Caractéristiques à l'ambiante des substrats ARS et K10 [**Pou_99**].

Coefficient de frottement avec l'acier	TiN	TiCN	TiAlN
[**Doc. Gühring**]	0.4	0.25	0.3
[**Doc. Balzers**]	0.4	0.4	0.4

Tableau 4.8 : Coefficient de frottement des revêtements avec l'acier, à température ambiante et à sec.

4.3.2 Essais de taraudage et analyses

La **Figure 4.29** montre les courbes de couple de taraudage avec les tarauds ARS. Le couple ne rejoint pas un état stationnaire, et il en est de même avec les tarauds en carbure K10. L'huile utilisée pour ces essais est l'huile de référence. Les essais du **§4.2** montrent que l'absence d'un régime constant est liée à une évolution de la lubrification pendant le cycle. C'est un comportement intrinsèque à cette huile et donc indépendant de l'outil. Le *Couple de Formation*, i.e. le couple à l'instant T_2, varie sensiblement en fonction du revêtement du taraud. L'évolution du couple après la date 1.5 s est tout autant liée à une variation du *Couple de Formation* que du *Couple de Frottement*. Afin d'intégrer dans une seule grandeur l'ensemble des phénomènes pendant le cycle, ces essais sont

analysés suivant le travail du couple, dont l'expression est donnée par l'équation (4.8) au **§4.2.3**.

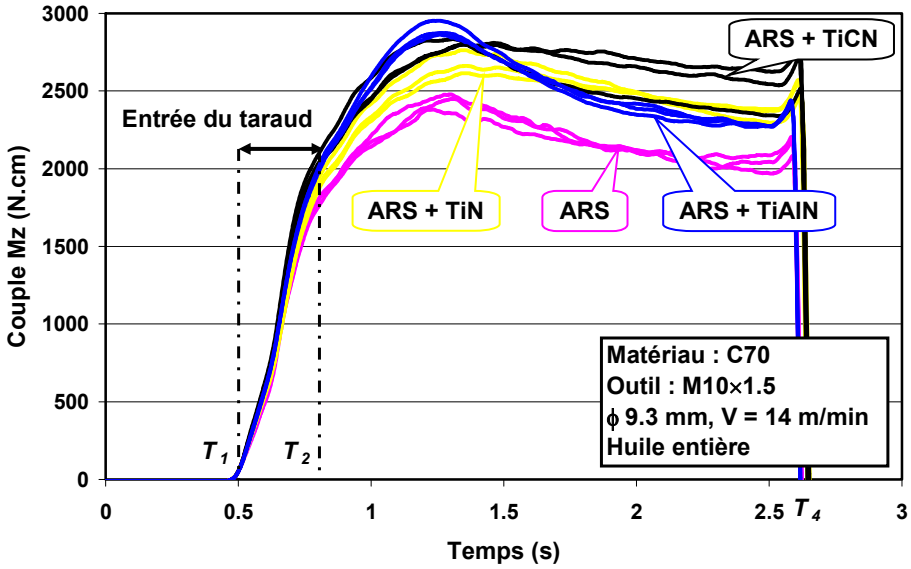


Figure 4.29 : Courbe de couple de taraudage avec les tarauds ARS.

La **Figure 4.30** récapitule les valeurs du travail du couple pour les huit tarauds. Il y a une différence de 13% entre le taraud ARS et le taraud en carbure K10. Dans ce cas, la nature des matériaux en contact avec l'acier taraudé est différente et cet écart est expliqué ci-dessous. Le travail est identique et indépendant de la nature du substrat uniquement pour les tarauds revêtus TiCN. Dans le cas des tarauds revêtus TiN et TiAlN, il existe un léger écart entre le travail du couple lorsque le substrat change. Ce point coïncide avec le fait que les tarauds n°4 et n°6 sont revêtus spécialement pour l'étude. L'écart peut être légèrement en faveur du substrat K10 ou du substrat ARS, ce qui tend à démontrer que la quantité de chaleur conduite dans l'outil est semblable dans les deux cas. Par conséquent, il est probable que la température dans l'acier soit peu élevée et que l'adoucissement thermique associé soit donc faible.

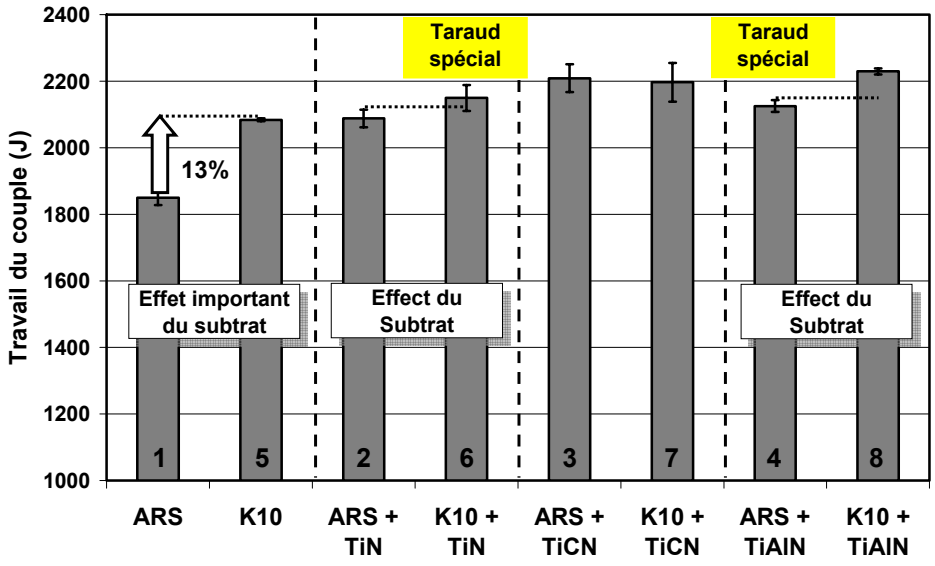


Figure 4.30 : Travail du couple de taraudage avec les huit tarauds.

Le substrat ARS du taraud est un alliage à base de fer comme l'est l'acier taraudé. A ce titre, l'outil est aussi soumis aux interactions physico-chimiques avec le fluide de taraudage qui sont décrites dans l'étude sur la lubrification.

Ce taraud est donc lavé de l'huile suivant la même méthode que les filets au **§4.2.4**. Un dispositif expérimental, décrit au **Chapitre 5**, permet d'orienter le taraud dans le MEB et donc de faire de l'analyse EDS sur le sommet des lobes. L'élément recherché est le soufre, mais la raie électronique K de cet élément est quasiment confondue avec la raie L du molybdène, élément qui est contenu à hauteur d'environ 4% dans le substrat ARS. Pour cette raison, un système WDS serait mieux adapté que l'EDS pour bien dissocier ces éléments lors des analyses. La **Figure 4.31** montre la concentration du soufre et du molybdène sur les sommets des lobes numérotés de 1 à 20. Le filet est formé par onze lobes successifs de l'entrée du taraud. Le lobe n°3 est le premier de ces lobes et le lobe n°13 est le dernier à déformer la matière. Le lobe n°14 et les suivants frottent sur la surface du filet. L'analyse EDS arrive toutefois à déconvoluer les pics des éléments, et la présence de soufre imputable aux réactions avec l'huile est confirmée. A partir du lobe n°6, qui est le quatrième lobe à former le filet jusqu'au dernier lobe de l'entrée, le lobe n°13, il y a en moyenne 0.7% de soufre. La même proportion de soufre est mesurée en fond des filets taraudés avec cette huile dans le cadre de l'étude du **§4.2**. Sur les lobes n°14 et 15 qui sont les premiers lobes à frotter dans le filet, il y a une présence de soufre. Cela signifie que les conditions thermomécaniques de travail de ces deux lobes, qui ne font que frotter, sont plus sévères que celle des lobes n°3 à 5 qui forment les filets. Cela peut s'expliquer par l'intensité des frottements sur ces deux lobes mais aussi parce qu'ils frottent sur la matière du filet juste formée, et donc chauffée, par l'action des onze lobes de l'entrée.

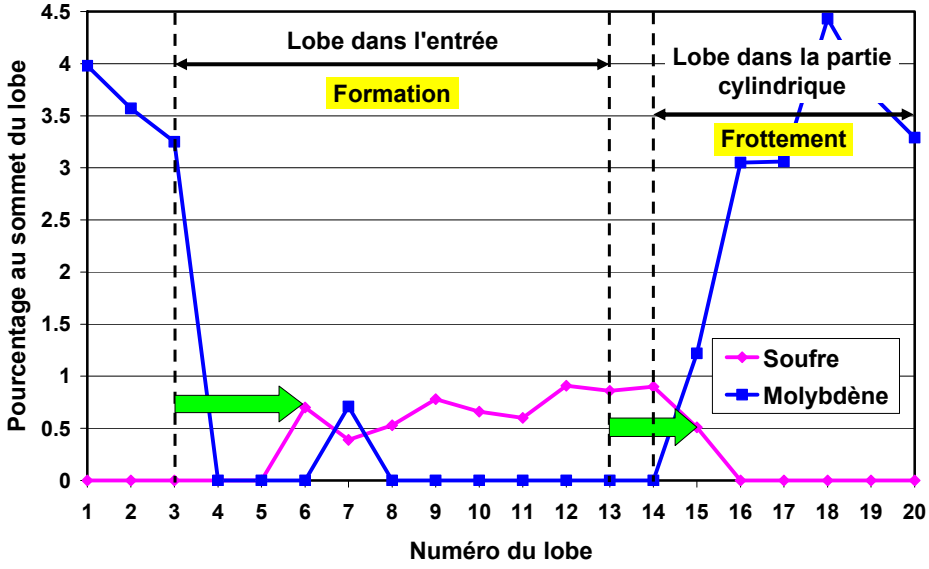


Figure 4.31 : Pourcentage massique de soufre et de molybdène aux sommets des lobes du taraud ARS.

La passivation du substrat ARS par les additifs de l'huile, explique donc le couple plus faible qu'avec n'importe lequel des autres tarauds. Pour les autres tarauds, du fait de la nature chimique de leur revêtement, ou du substrat K10 pour le second taraud nu, cette réaction est impossible. La stabilité chimique est toutefois une propriété recherchée pour un revêtement et un couple inférieur avec le taraud ARS ne présage en rien de la durée de vie. La **Figure 4.32** montre des images MEB de lobes n°3, 13 et 14. Le lobe n°13 est

le dernier lobe à former le filet et donc travaille la matière dans son état le plus écroui. Il présente un début d'endommagement après seulement trois opérations de taraudage. L'analyse EDS ne montre, à part le soufre, aucun autre élément extérieur à la composition initiale de l'outil. L'usure sur ce taraud non revêtu, à ce stade, est sans doute d'ordre abrasive sur les flancs et par plastification à chaud au sommet. Le lobe n°14, premier lobe frottant, présente lui aussi un endommagement par plastification au sommet.

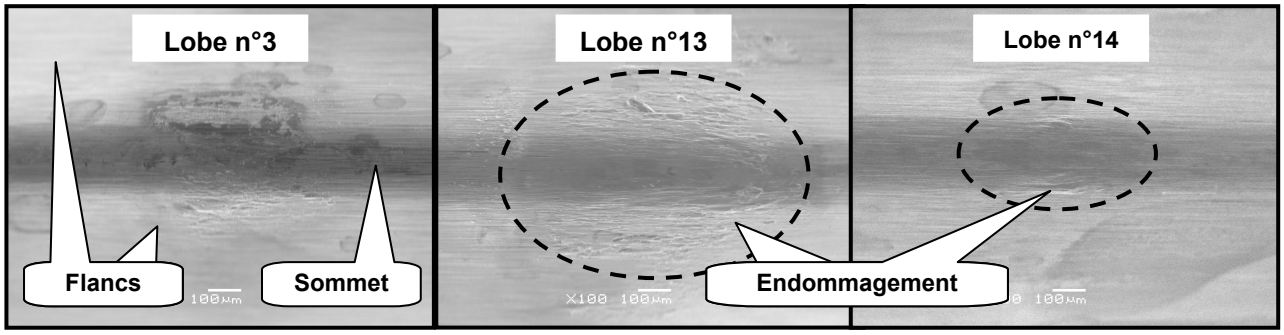


Figure 4.32 : Images MEB de lobes du taraud ARS.

4.3.3 Conclusions sur l'effet du revêtement

Indépendamment du substrat, le revêtement qui diminue le plus le travail du couple est le TiN, puis vient le TiAlN et enfin le TiCN, mais les différences sont faibles. Les données de la société Balzers, **Tableau 4.8**, mentionnent que les propriétés de frottement sont identiques pour tous ces revêtements. La classification des revêtements suivant les coefficients de frottement donnée par la documentation Gürhing, est opposée à celle issue des essais de taraudage. Bien entendu, un revêtement ne peut pas être caractérisé uniquement par sa nature chimique. Il existe des revêtements de même nature, mono ou multicouche, avec des traitements associés. Sans accès à ces informations, il est difficile de pousser plus en avant des investigations sur ce thème et il n'est pas possible de recouper des données de diverses sources. Concernant ces essais de taraudage, il serait donc hasardeux de formuler des conclusions, étant donné le faible écart, inférieur à 5%, qui sépare ces revêtements, d'autant plus que les tarauds ne proviennent pas du même lot de fabrication.

L'information principale est que le revêtement a un effet moins important sur le couple que n'en a le fluide de taraudage. Par contre, autant une diminution du couple en changeant de fluide se traduira par une amélioration de la durée de vie de l'outil, autant une diminution du couple avec un autre revêtement ne permet pas de conclure sur l'évolution de la durée de vie.

Les propriétés de résistance d'un revêtement aux usures consécutives à différents mécanismes (abrasion, adhésion, diffusion, fissuration, plastification), ne sont pas directement liées au coefficient de frottement. Seuls des essais d'usure permettraient sans doute de comparer et de mieux évaluer l'aptitude d'un revêtement à une application de taraudage par déformation. Il apparaît donc plus facile de qualifier un fluide qu'un outil de taraudage.

5 ENDOMMAGEMENT DES TARAUDS PAR DEFORMATION

5.1 Contexte et objectifs

La connaissance des durées de vie de l'outil est un besoin industriel fort. Suivant le contexte de production, l'optimisation de la production peut se faire suivant différents critères tels que :

- Produire à cadence maximum ;
- Produire au coût minimum.

Dans un cas comme dans l'autre, l'optimisation nécessite de nombreuses données technico-économiques relatives aux coûts horaires de l'outil de production ainsi qu'au coût de l'outil et à sa durée de vie fonction des paramètres d'utilisation. Dans le cas du taraudage, ce dernier point constitue le maillon inconnu. Il n'existe aucune norme sur la définition de critère de durée de vie et donc aucun modèle de durée de vie que ce soit pour les tarauds par coupe ou pour les tarauds par déformation. Dans la bibliographie, il n'y a pas non plus d'étude des mécanismes d'endommagement des tarauds par déformation. C'est-à-dire que, techniquement et scientifiquement, il n'existe actuellement aucun moyen de dialogue sur ce sujet, et en l'absence de critère, la comparaison entre deux tarauds n'est même pas possible.

Face à l'ampleur de la tâche, l'objectif fixé est, dans le cas d'une application de taraudage par déformation, de localiser les zones usées sur les lobes, d'identifier les modes d'endommagement, et de formuler des critères de durée de vie. Les paramètres opératoires de vitesse, de diamètre d'avant-trou, et de profondeur de taraudage sont fixés et leurs effets sur la durée de vie ne sont donc pas quantifiés.

Les paramètres opératoires des essais d'usure sont choisis de sorte qu'ils soient les plus proches possibles de l'application industrielle de la société PSA Peugeot-Citroën et répondent à certaines contraintes. Une émulsion, plutôt qu'une huile, est utilisée de manière à réduire la durée de vie et donc le temps et le nombre des essais.

Les paramètres retenus sont les suivants :

- Machine : Streicher Varimac 10 (taraudage horizontal)
- Matériau : 42 CrMo 4 à 320 HV (différent de l'acier utilisé au **§3.2**)
- Taraud M7×1 6HX revêtu TiN avec 5 lobes par tour
- Emulsion à 5%
- Vitesse V = 13 m/min (N = 590 tr/min)
- Diamètre d'avant-trou : ϕ = 6.6 mm
- Profondeur de taraudage : 16 mm

Les essais sont faits au département de R&D de l'entreprise Prototyp en Allemagne avec une machine Streicher Varimac 10, cf. **Figure 5.1**. C'est une machine de taraudage horizontale conçue pour l'industrie de la visserie, c'est-à-dire pour la grande série. Elle est équipée d'un système de chargement et d'évacuation automatique des pièces à tarauder. Les échantillons sont usinés au préalable en décolletage, et seule l'opération de taraudage est exécutée sur cette machine. Le mandrin de taraudage est compensé, et est équipé

d'un système de surveillance du couple, nommé MTC et fabriqué par la société Artis. Le couple est mesuré lors de chaque opération de taraudage.

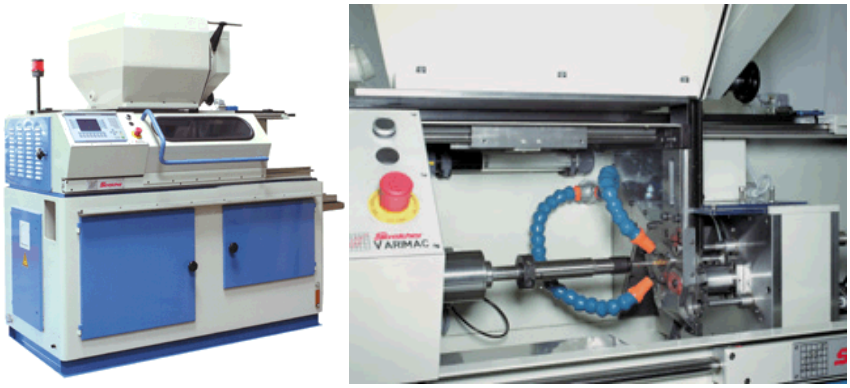


Figure 5.1 : Machine de taraudage Streicher Varimac.

5.2 Mesure de la géométrie du taraud

Les investigations relatives à l'usure d'un taraud nécessitent la connaissance complète de sa géométrie. Le profil des lobes et leur position exacte dans l'entrée du taraud étant inconnus, des mesures dimensionnelles du taraud sont faites en collaboration avec une société extérieure équipée d'une machine Walter Toolcheck. Cette machine à mesurer est un projecteur de profil à quatre axes numériques de déplacement, muni d'une caméra numérique. La précision absolue de cette machine est de ±5 µm, et la répétabilité est de ±2 µm.

5.2.1 Mesure de l'engagement des lobes

L'axe du taraud est disposé verticalement et la mesure faite est une projection de son profil dans un plan parallèle à son axe, comme le montre la **Figure 5.2**. Du fait de l'angle d'hélice du filet, la projection donne une image déformée des flancs. Toutefois, la mesure du sommet du profil n'est pas erronée.

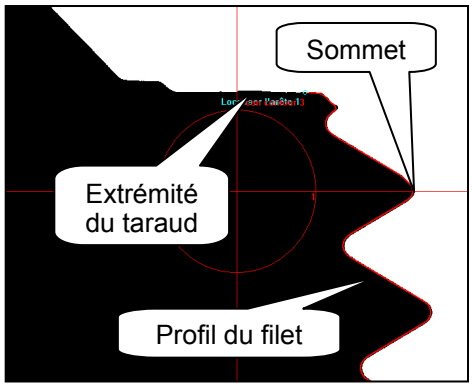


Figure 5.2 : Image en projection du taraud avec la machine Walter Toolcheck.

Dans un premier temps, le taraud est tourné autour de son axe jusqu'au rebroussement du profil du lobe. Dés lors, cinq profils de mesure sont faits sur les diamètres maximums du taraud, c'est-à-dire tous les cinquièmes de tour, afin d'observer les cinq lobes. La **Figure 5.3** est un tracé dans un plan (*r*,*z*) des cinq profils de mesure obtenus. Ces mesures montrent les lobes de la partie cylindrique du taraud, et ceux situés dans le cône

d'entrée. Le 1er lobe actif est le lobe situé au diamètre immédiatement supérieur au diamètre d'avant-trou ϕ.

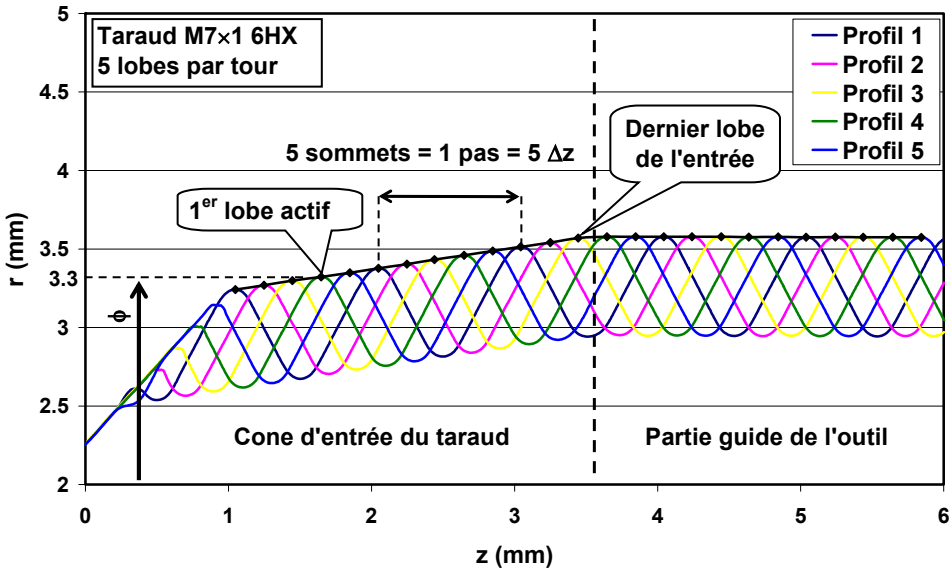


Figure 5.3 : Profils filetés du taraud.

Les sommets des profils sont décalés axialement entre eux d'un cinquième du pas, Δz. L'écart radial Δr entre deux lobes consécutifs est l'engagement radial du lobe. La **Figure 5.4** montre que les lobes actifs de l'entrée du taraud ont un engagement quasiment constant de Δr = 27.5 µm, sauf le dernier lobe dont l'engagement ne vaut que Δr = 8.5 µm. Cela signifie que le dernier lobe qui déforme la matière fait moins de travail que les précédents ; toutefois il agit sur la matière dans son état le plus écroui. La position intermédiaire de ce lobe est liée à l'affûtage du taraud. Si l'affûtage était tel que la position axiale de ce lobe soit à l'intersection du cône d'entrée et du cylindre de la partie calibrante, l'engagement de tous les lobes de l'entrée seraient identiques. La formation du filet est assurée par le travail des lobes n°1 à 11, soit par l'action de 11 lobes.

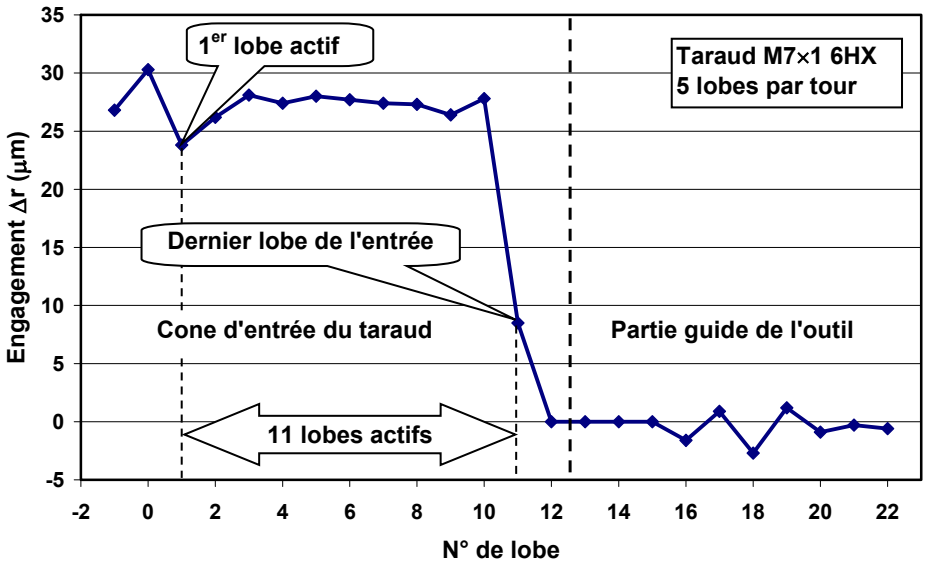


Figure 5.4 : Profils filetés du taraud.

Ces mesures sont entachées d'une légère incertitude liée au défaut de coaxialité entre l'axe des deux pointes du taraud qui a servi de prise de pièce pour son affûtage, et l'axe de la queue cylindrique sur laquelle il est pris en pince pour effectuer ces mesures.

5.2.2 Mesure du profil des lobes

Afin d'établir le profil des lobes, le taraud est disposé de la même manière que dans le cas précédent et une trentaine de mesures sont faites en décalant angulairement le taraud de $\Delta\theta = 1°$ à chaque mesure entre une position angulaire $\theta = -15°$ et $\theta = 14°$, $\theta = 0°$ étant la position de rebroussement du lobe. Le **Figure 5.5** montre l'ensemble des profils ($r(\theta)$,$z(\theta)$). Les points situés sur le rayon maximum $r_{max}(\theta)$ de chaque profil, sont disposés sur une hélice.

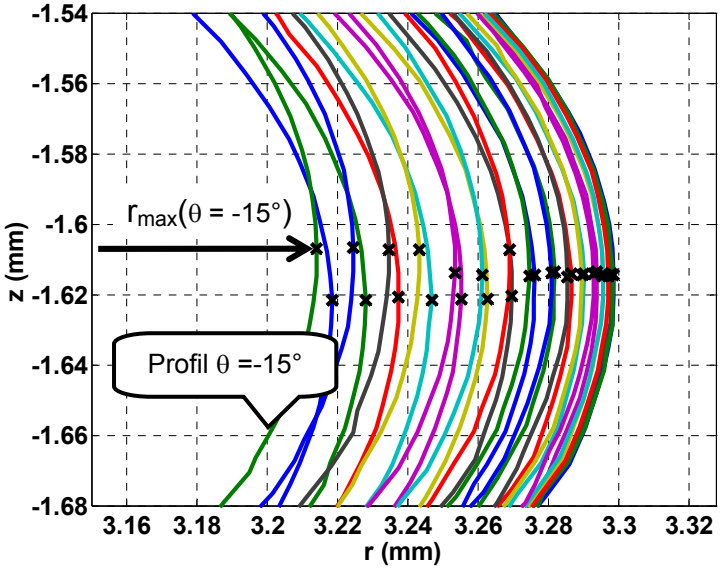


Figure 5.5 : Profils successifs du lobe n°0 à chaque pas de rotation.

Le tracé des points ($r_{max}(\theta).cos(\theta)$,$r_{max}(\theta).sin(\theta)$) dans un plan (x,y) représente le profil des lobes recherché. La **Figure 5.6** montre le profil des lobes n°0, 5 et 10, qui sont situés dans l'entrée, et les cercles tangents au diamètre maximum des profils, c'est-à-dire passant par les points S_i. Ces profils sont symétriques par rapport à l'axe (OS_i), identiques et décalés entre eux de cinq fois l'engagement radial Δr. Les points E_i des profils des lobes sont radialement distants de l'engagement Δr des cercles tangents. Les arcs S_iE_i sont les arcs de contact entre le profil extérieur des lobes et la matière. La longueur de ces arcs est de 540 µm (± 22 µm) et de 475 µm (± 19 µm) en projection sur l'axe (O,x). L'incertitude de ces mesures tient notamment au pas angulaire de mesure des profils $\Delta\theta = 1°$. Etant donné ce pas de mesure, il n'est pas possible d'identifier finement le profil des lobes et en particulier la portion de cercle qui existe au voisinage du sommet S_i.

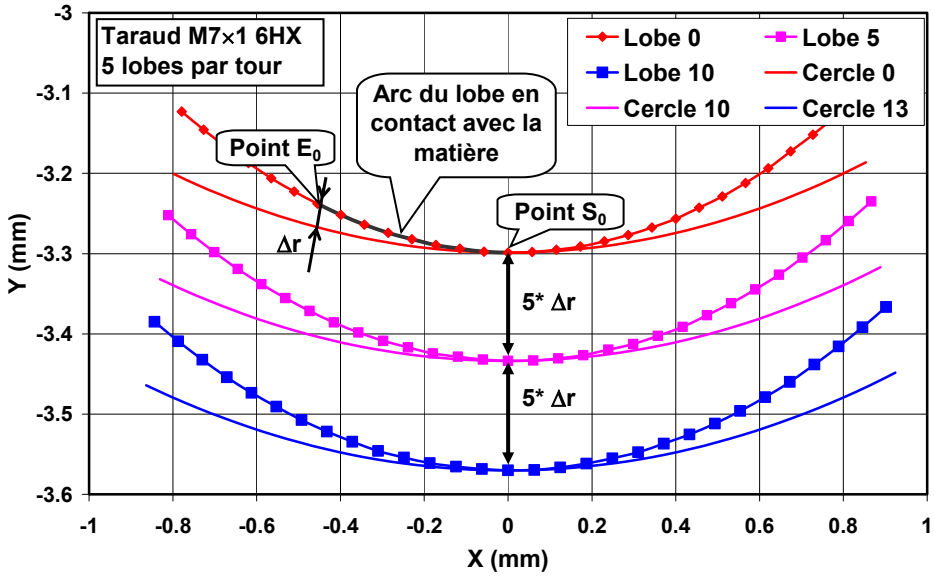


Figure 5.6 : Profil de lobes dans l'entrée du taraud.

A partir du profil des lobes, il est possible d'établir quel serait le recul du sommet d'un lobe, R_s, s'il était usé en bout et si la surface de cette usure était plate, symétrique par rapport au sommet, et de longueur $L_{u.b.p.}$. Les valeurs de R_s sont encadrées entre un minimum et maximum issus des variations des mesures des différents lobes du taraud. La **Figure 5.7** montre qu'à partir d'une longueur usée $L_{u.b.p.}$ = 0.68 mm le recul du lobe est supérieur à son engagement initial Δr.

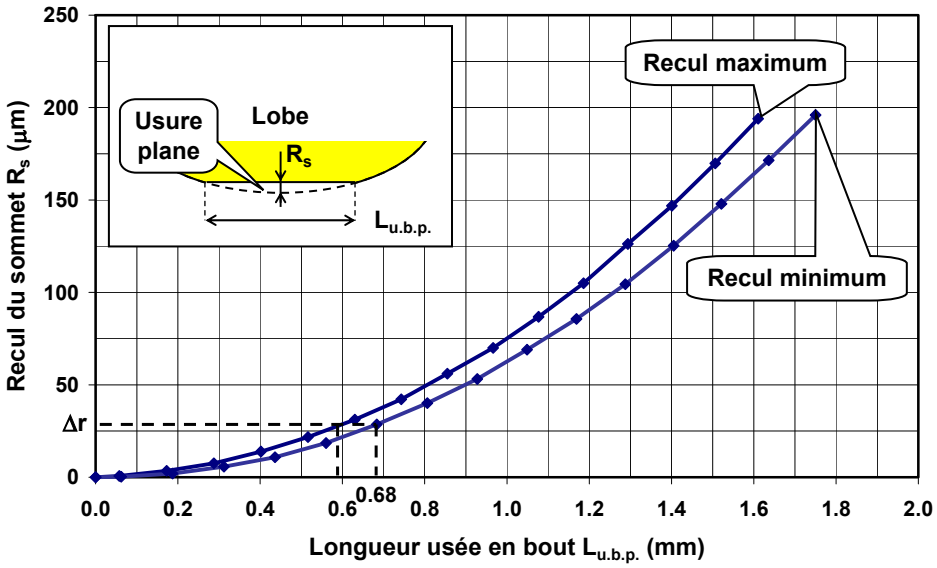


Figure 5.7 : Recul du sommet du lobe en fonction de la longueur usée en bout.

5.3 Essais d'usure

Les tarauds possèdent plusieurs lobes et le but est d'examiner leur endommagement au cours de leur utilisation. Il faut environ deux heures pour observer l'ensemble des lobes, par conséquent, il n'est pas possible de procéder usuellement par l'observation d'un

même outil à différentes dates de son utilisation. De plus, les moyens d'observation et d'analyse ne sont pas disponibles sur le site où sont réalisés les essais d'usure. La démarche choisie consiste donc à utiliser un taraud pour faire 100 taraudages, un second pour faire 150 taraudages, et ainsi de suite. Ainsi des tarauds ayant des niveaux d'usure croissants sont analysés. Il est supposé que cela est comparable au fait de connaître l'évolution de l'usure d'un seul outil en fonction du temps, dans la mesure où les tarauds proviennent du même lot de fabrication.

D'autre part, à chaque nouveau taraud, trois échantillons taraudés sont prélevés en début et en fin d'essai. Ceci permet donc des investigations sur les conséquences de l'usure de l'outil sur les filets taraudés. Le **Tableau 5.1** résume les données de ces essais d'usure. En pratique ces essais sont répétés une fois et la campagne représente 5 400 opérations de taraudage.

Tarauds	**T1**	**T1.5**	**T2**	**T2.5**	**T3**	**T3.5**	**T4**	**T4.5**	**T5**
Nombre de taraudages	100	150	200	250	300	350	400	450	500
Echantillons prélevés en début d'essai	E1-1 E1-2 E1-3	E1.5-1 E1.5-2 E1.5-3	E2-1 E2-2 E2-3	E2.5-1 E2.5-2 E2.5-3	E3-1 E3-2 E3-3	E3.5-1 E3.5-2 E3.5-3	E4-1 E4-2 E4-3	E4.5-1 E4.5-2 E4.5-3	E5-1 E5-2 E5-3
Echantillons prélevés en fin d'essai	E1-98 E1-99 E1-100	E1.5-148 E1.5-149 E1.5-150	E2-198 E2-199 E2-200	E2.5-248 E2.5-249 E2.5-250	E3-298 E3-299 E3-300	E3.5-348 E3.5-339 E3.5-350	E4-398 E4-399 E4-400	E4.5-448 E4.5-449 E4.5-450	E5-498 E5-499 E5-500

Tableau 5.1 : Essais d'usure de tarauds.

Cette démarche par prélèvement est mise au point pour pouvoir être appliquée sur site de production, où il faut impérativement réduire au minimum les arrêts de la chaîne de fabrication, donc dans un contexte où il n'est pas envisageable de disposer du temps suffisant pour observer un taraud.

Le système ARTIS permet de tracer l'évolution du couple pendant une série de taraudages. La **Figure 5.8** présente le couple positif maximum pendant le taraudage et le couple négatif minimum pendant le détaraudage pour deux séries de 500 opérations de taraudage. Les couples sont exprimés en pourcentage, 100% étant la valeur de référence qui est issue de la première opération de taraudage. Le couple pendant le détaraudage est soumis à davantage de variation que le couple de taraudage. La tendance montre une légère diminution du couple pendant les 50 premiers taraudages, il y a donc un rodage de l'outil. Ceci n'a pas fait l'objet d'observation sur les tarauds. Le couple augmente progressivement à partir de 350 taraudages pour la première série pour atteindre 104% du couple initial au bout de 500 taraudages. Pour la deuxième série, cette augmentation est plus soudaine, à partir de 450 taraudages, et plus importante puisqu'elle atteint 149%.

Cette disparité de l'augmentation du couple traduit une mauvaise répétabilité de l'usure de l'outil. D'autre part, le taraud utilisé pour la série n°1 présente bien un endommagement important qui ne se traduit pas par une augmentation importante du couple. Le couple n'est donc pas une information fiable pour présager le niveau d'usure du taraud par déformation.

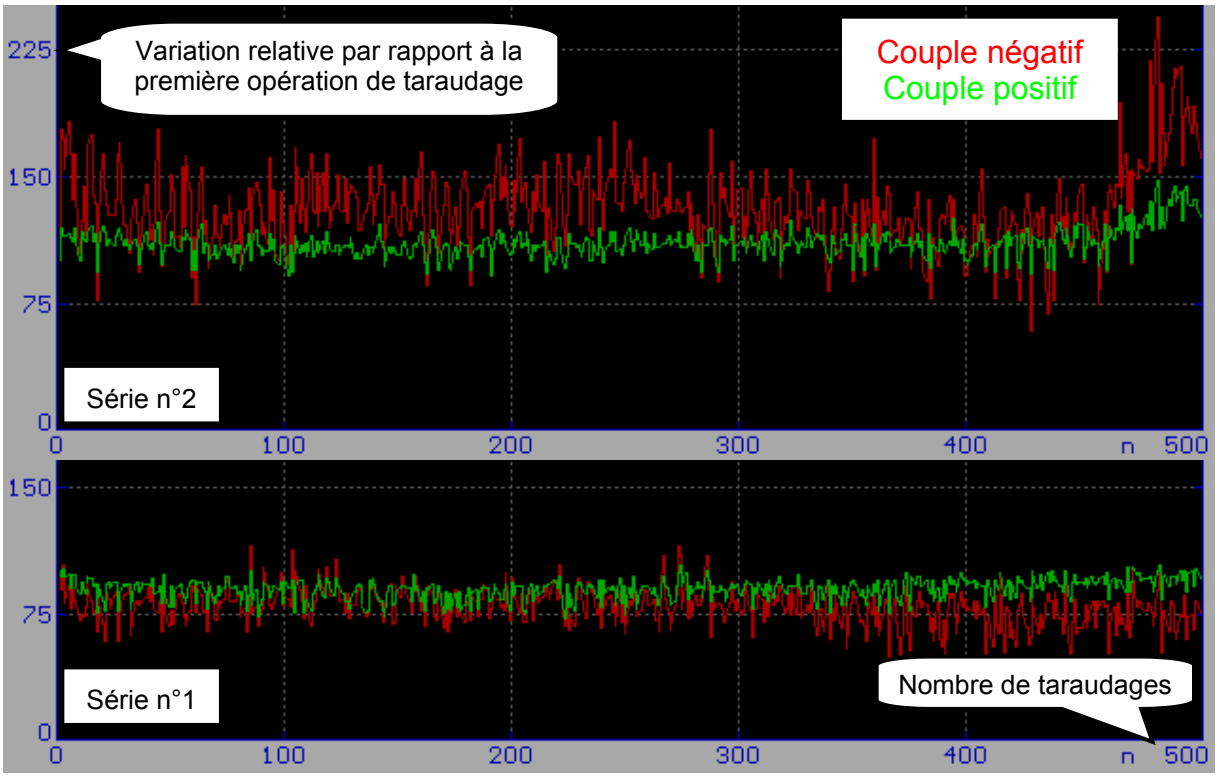


Figure 5.8 : Evolution du couple lors de deux séries de 500 taraudages.

5.4 Analyse des usures

5.4.1 Dispositif d'analyse

Il est nécessaire d'examiner la plupart des lobes des tarauds. L'outil d'observation le plus adéquat est évidemment le MEB de par sa profondeur de champ, son grossissement et sa résolution. De plus l'EDS permet d'analyser les éléments chimiques présents. Pratiquement, la mise en oeuvre de ces analyses nécessite un montage capable de faire tourner le taraud sous la colonne d'observation du MEB pour pouvoir faire les observations sur un tour complet sans avoir à casser le vide de l'enceinte. La platine du MEB ne possède pas de rotation autour de l'axe souhaité. Il a donc été spécialement conçu et réalisé un montage rotatif, **Figure 5.9**, utilisant un moto-réducteur de type pas à pas piloté par une commande extérieure au MEB. Les contraintes d'encombrement, de poids et d'environnement sont fortes. Le coût du montage, limité aux équipements électrotechniques achetés, est de 1 200 €, l'ensemble de la mécanique étant usinée avec les moyens du laboratoire. Au final, le montage pèse 320 g et permet de supporter une fraise en carbure monobloc de diamètre 20 mm.

Comme le montre la **Figure 5.9**, un lobe est observé de dessus et sa direction de déplacement par rapport à la matière est de gauche vers la droite. La face avant du lobe qui déforme la matière est donc à droite et la face arrière est à gauche. Le sommet du lobe est arrondi, détail déjà observé **Figure 5.3**, et sur les lobes de l'entrée du taraud il apparaît une discontinuité du profil sur la crête du sommet. Cette discontinuité provient sans doute de l'affûtage : chaque coté du filet étant réalisé séparément par la meule, il est difficile d'assurer la jonction sur les lobes de l'entrée du taraud. Enfin, le sommet S_i du lobe, c'est-à-dire le point du profil de diamètre maximum n'est pas identifié précisément lors de ces observations au MEB. Il n'est pas assuré qu'il soit au centre de l'image.

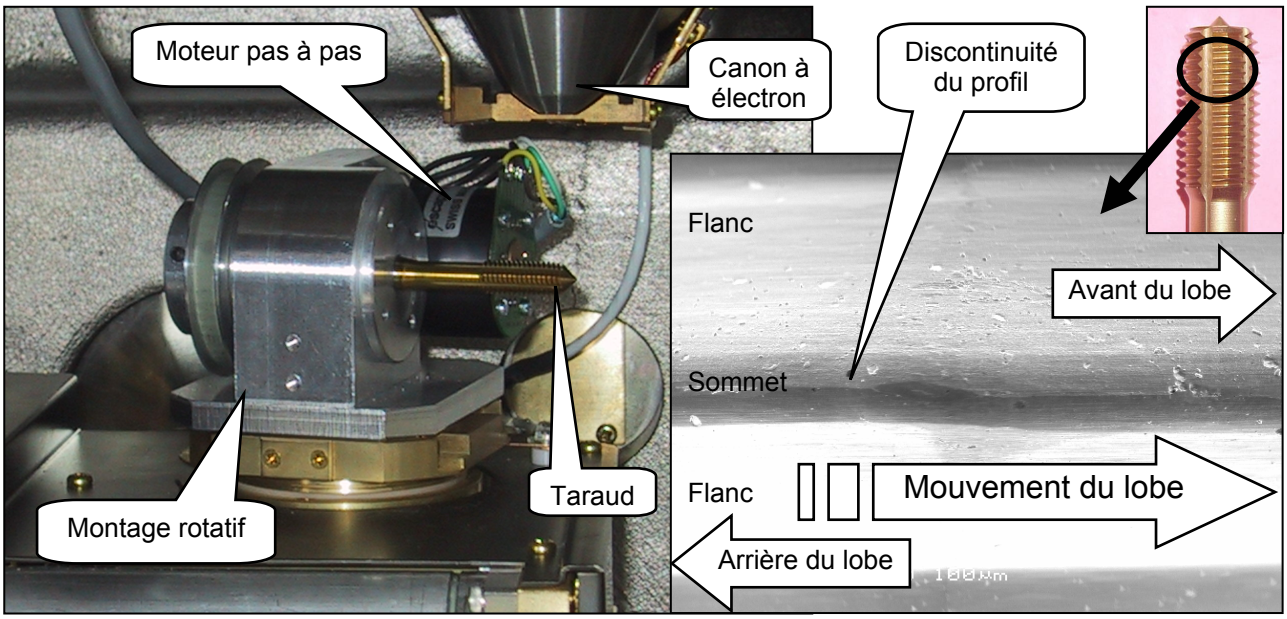


Figure 5.9 : Montage rotatif pour l'observation des tarauds avec le MEB.

5.4.2 Manifestations de l'usure

L'usure du taraud se manifeste sous diverses formes, sans doute liées à différents mécanismes d'endommagement. L'essentiel des manifestations de l'usure est apprécié qualitativement par un critère binaire de présence ou d'absence, le seul critère quantitatif défini, est la longueur usée du lobe du taraud.

Chaque manifestation d'une usure (MU) est désignée par un numéro (de 1 à 7), donnée dans le **Tableau 5.2** et décrite par ailleurs.

Numéro	Manifestation d'usure	Localisation
MU 1	Zones claires	Tous lobes en contact
MU 2	Zones noires	Tous lobes en contact
MU 3	Dépôt d'acier	Sommet des lobes de l'entrée
MU 4	Dépôt sous forme de stries	Flancs de lobe de l'entrée
MU 5	Délaminage du revêtement	Sommet des lobes de l'entrée
MU 6	Abrasion du revêtement	Sommet et flancs des lobes de l'entrée
MU 7	Déformation du substrat	Sommet des lobes de l'entrée

Tableau 5.2 : Liste des manifestations d'usure observées sur un taraud.

Un mécanisme d'endommagement est lié aux conditions de température et de pression, à la vitesse relative entre les surfaces, à la nature et aux propriétés des matériaux en présence. Les éléments chimiques de l'outil, de l'acier, et du fluide interviennent donc. Ils sont répertoriés dans le **Tableau 5.3**. Ces données sont issues d'analyses EDS. Evidemment, ce n'est pas le meilleur moyen pour identifier la composition chimique globale d'un acier. La spectrométrie à étincelle permettrait de quantifier des éléments tels que le carbone et le soufre.

L'analyse EDS révèle aussi que l'acier 42 CrMo 4 taraudé possède des inclusions de sulfure de manganèse et de calcium afin d'améliorer son usinabilité. La composition de l'acier est connue d'après le bulletin de coulée.

L'analyse du revêtement de l'outil fait apparaître ses éléments mais aussi le fer et le vanadium du substrat, de manière faible. Sous une tension d'accélération des électrons du MEB de 20 kV et pour une densité du nitrure de titane fixée à 5.2, la profondeur de pénétration des électrons est voisine de 1.7 μm. Cela permet donc d'estimer l'épaisseur du revêtement à environ 2 μm.

L'analyse du concentrât de l'émulsion suivant la méthode décrite au **§4.2.1** montre que ce fluide est sulfo-chloré. La présence supplémentaire de sodium permet de supposer que le fluide contient du sulfonate de sodium. La présence sur le spectre d'un pic correspondant au silicium est surprenante, toutefois cette mesure est répétable et fiable. Il n'y a pas d'explication proposée à la présence de cet élément dans le concentrât.

	Pourcentage massique (mesures EDS sauf pour l'acier)			
	Substrat de l'outil	**Revêtement de l'outil**	**Acier**	**Emulsion**
C	*		0.44	*
Fe	76.7	(0.2)	97	
W	8			
Cr	4.1		1.18	
Mn			0.78	
Mo	4.4		0.25	
V	1.8	(0.6)		
Co	4.7			
Si	0.2		0.23	?
S			0.024	*
Ca			*	
Ti		61.7		
N		37.5		
Na				*
Cl				*

Tableau 5.3 : Liste des éléments chimiques en présence.

Une difficulté d'analyse réside dans la présence d'éléments d'alliages communs (Cr, Mo, Si) entre le substrat de l'outil et l'acier taraudé.

5.4.2.1 Zones noires et zones claires

Sur les lobes en contact avec la matière, il y a deux zones qui apparaissent noires et claires sur les images MEB, cf. **Figure 5.10**. Ces zones sont sur tous les lobes en contact après le lobe n°4 de l'outil après 100 taraudages, et depuis le lobe n°2 à 500 taraudages. La zone noire entoure la zone claire, et leur forme dépend du lobe considéré. S'il est dans l'entrée du taraud, ces zones sont toutes les deux concaves et s'étendent sur les flancs du filet sur une hauteur variable. Cette hauteur est d'autant plus grande que la partie du filet en contact avec le lobe est formée. Dans le cas d'un lobe de la partie cylindrique, dont le contact avec la matière est lié uniquement au retour élastique, la hauteur des zones sur flanc est maximale car le filet est complètement formé. D'autre part, les zones présentent une forme convexe sur le sommet du taraud.

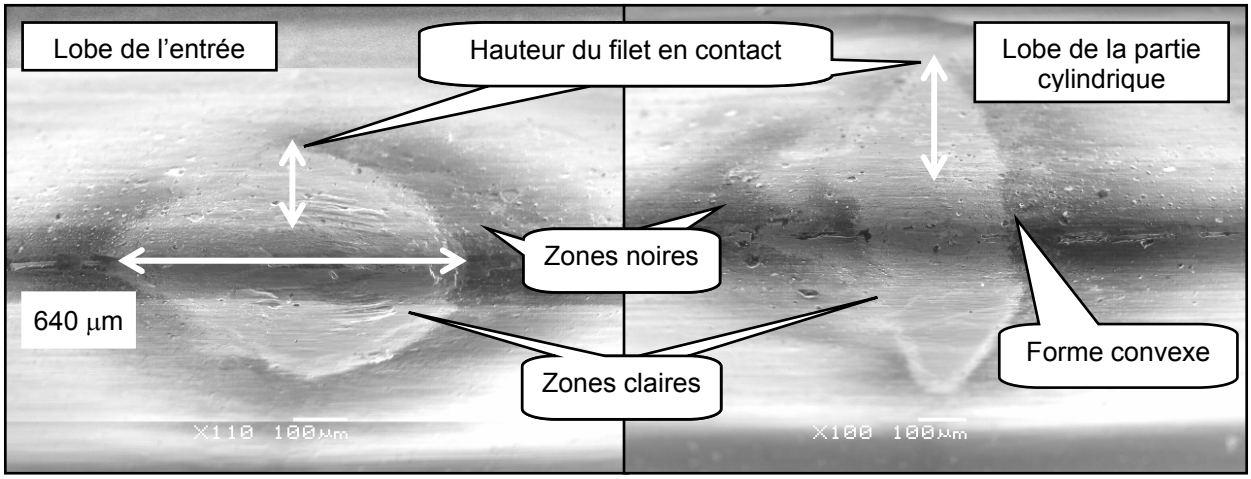


Figure 5.10 : Zones claires et zones noires.

Faut-il considérer que la surface de contact est limitée à la zone claire ou au contraire que la zone noire fait partie de la surface de contact ?

Les mesures du taraud montrent que la longueur de l'arc d'engagement d'un lobe dans l'entrée, vue en projection, est de 475 µm, alors que la longueur de la zone claire est de 640 µm. Bien entendu, la longueur réelle en contact est plus grande que celle de l'arc mesuré sur l'outil qui ne tient pas compte du retour élastique. Il est donc possible d'admettre que la zone claire constitue la surface de contact entre l'outil et la matière, d'autant plus que la limite entre cette zone et la zone noire est très franche. Cela signifie que, compte tenu du retour élastique, l'engagement radial réel est donc de 35 µm au lieu de Δr = 27.5 µm, et que la longueur de l'arc est de 680 µm et non de 540 µm.

L'analyse EDS révèle la présence sur la zone claire d'éléments chimiques contenus dans le revêtement (Ti 59.6%, N 29.8%), dans le substrat (Fe 7.1%, V 0.3%, W 0.2%, Cr 1.5%, Si 0.4%), et dans l'acier (Fe 7.1%, Cr 1.5%, Mn 1.2%, Si 0.4%). La faible présence de vanadium et de tungstène montre que l'analyse EDS mesure les éléments au delà du revêtement. L'apparition significative de manganèse contenu uniquement dans l'acier permet de penser que le chrome mesuré est de la même origine. Il n'est pas visible de dépôt macroscopique de l'acier à la surface du revêtement mais un film mince. La diffusion de ces éléments chimiques dans le revêtement est peu probable étant donné leur masse et leur rayon atomique. L'explication envisageable serait qu'il y a adhésion de ces éléments dans les irrégularités de la surface du revêtement qui deviendrait plus lisse. L'apparition de cette zone claire peut constituer un effet de rodage des lobes et expliquer la légère diminution du couple lors des 50 premiers taraudages ainsi que de l'aspect moins strié des filets mis en évidence au **§5.5.2** (cf. **Figure 5.17**).

Par contre, sur la zone noire, il apparaît une forte présence de silicium associé à du fer. La quantification donne au maximum : Ti 82.6%, Si 14.4%, Fe 2.6%, V 0.4%. Dans la mesure où il est admis que la zone de contact est limitée à la zone claire, il est difficile d'expliquer la présence de silicium dans cette zone noire, sauf en attribuant son origine à l'émulsion, qui apparemment en contiendrait. Il faut toutefois justifier la présence de fer dont la provenance ne peut être que l'acier ou le substrat. Dans la mesure où le fer est accompagné de vanadium, il peut être considéré que ces éléments sont mesurés au travers du revêtement dans le substrat. La nature métallurgique de ce film noir, composés définis et/ou solution solide, n'est pas identifiée.

5.4.2.2 Dépôt sous forme de stries

Sur les flancs des lobes n°6 à n°11 de l'entrée du taraud, dès 100 taraudages, il apparaît des stries. Si au delà de 100 taraudages ces lobes ne présentent pas cette manifestation d'usure, c'est qu'une autre usure est en lieu et place de celle-ci, comme une abrasion du revêtement par exemple. La présence de ces stries est une manifestation d'usure des lobes ayant des conditions de fonctionnement sévères puisque qu'elle ne touche que les lobes de la fin de l'entrée du taraud.

La **Figure 5.11** montre de telles stries. Elles sont localisées sur la partie avant des flancs du lobe. Elle sont toujours proches du sommet, là où la matière est le plus déformée. Le revêtement semble intact en-dessous, il s'agit donc bien d'un dépôt. L'analyse EDS montre que ce dépôt est composé d'éléments de l'acier taraudé mais absolument pas dans les proportions qui le composent. Ces stries sont très riches en chrome et en manganèse alors que l'acier possède moins de 1% de chacun de ces éléments. Le fait que la concentration de ces éléments soit si importante dans ce dépôt peut s'expliquer par l'apparition d'une Couche de Transfert Sélective (CTS).

Les travaux de M. Meiller [**Mei_02**] sur le frottement outil/acier 42 CrMo 4 ont conduit à l'observation du même type de couche avec une composition très proche. Ces couches apparaissent sur les faces de coupe et de dépouille des outils coupants lors de l'usinage d'acier à population inclusionnaire contrôlée et modifiée pour augmenter leur usinabilité [**Bit_93**, **Bri_93**]. Toutefois les couches observées sur le taraud ne présentent pas des teneurs remarquables en soufre et calcium qui permettraient de penser que le troisième corps qu'elles constituent soit un apport qui diminuerait localement l'intensité des frottements entre l'outil et la matière.

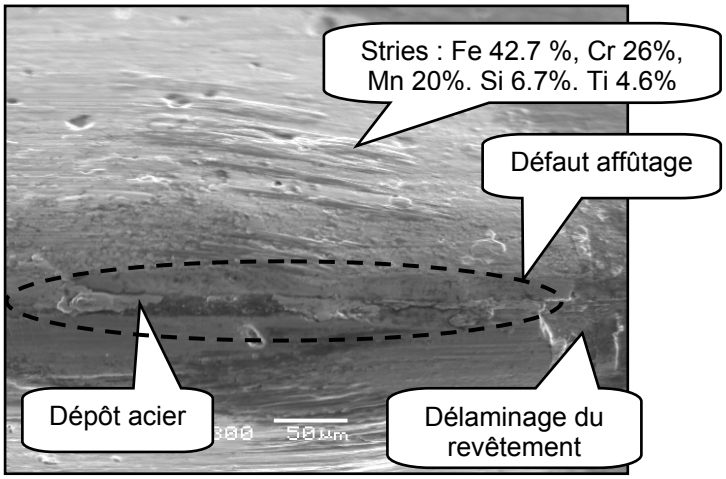


Figure 5.11 : Dépôt sous forme de stries sur le lobe n°6 après 150 taraudages.

D'autre part, sur le profil extérieur du taraud, il est aussi visible le long de la crête un défaut attribué à l'affûtage dans lequel de l'acier se dépose.

5.4.2.3 Endommagement du revêtement et dépôt de l'acier

L'observation montre qu'une usure du revêtement commence toujours sur la partie avant du lobe. Dans un premier temps, il s'agit vraisemblablement d'un délaminage de celui-ci puis, après, il semble que l'endommagement soit plus progressif, sans doute associé à un phénomène d'abrasion.

La **Figure 5.12** montre un délaminage sur l'avant du sommet du lobe n°5, juste à la limite de la zone claire, c'est-à-dire à la frontière de la surface de contact supposée avec la matière. Après 150 trous taraudés en plus, la zone non revêtue de l'outil s'est agrandie. Dès lors que le revêtement est endommagé, la quantification de l'usure est faite en considérant la longueur usée L_u, prise parallèlement au profil du taraud.

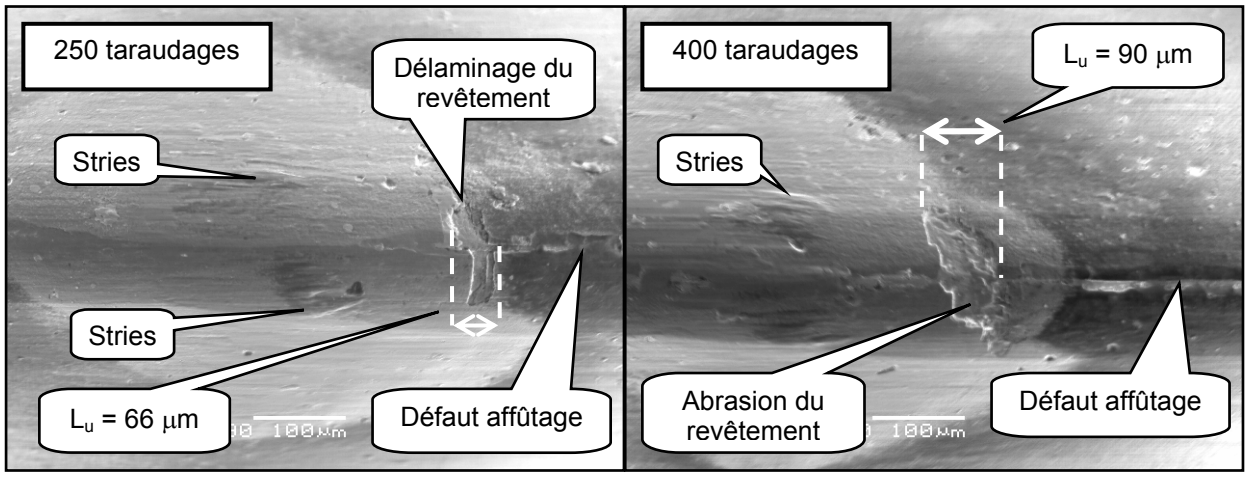


Figure 5.12 : Début d'usure du revêtement sur l'avant du lobe n°5.

La **Figure 5.13** est une image du lobe n°10, après 400 taraudages. Ce lobe est donc situé plus en arrière dans l'entrée que le lobe précédemment examiné et travaille donc la matière dans un état plus écroui. L'abrasion du revêtement est observée sur l'avant et sur l'arrière du lobe. Le substrat est localement mis à nu, comme pour le lobe n°5, et en plus il apparaît aussi ce qui est un dépôt de l'acier taraudé sur la partie centrale. Sur la zone d'usure abrasive, les profils d'analyse EDS montrent bien la présence des éléments d'alliages du substrat de l'outil, mais au centre, en l'absence de vanadium, cobalt, et manganèse, il s'agit uniquement de l'acier.

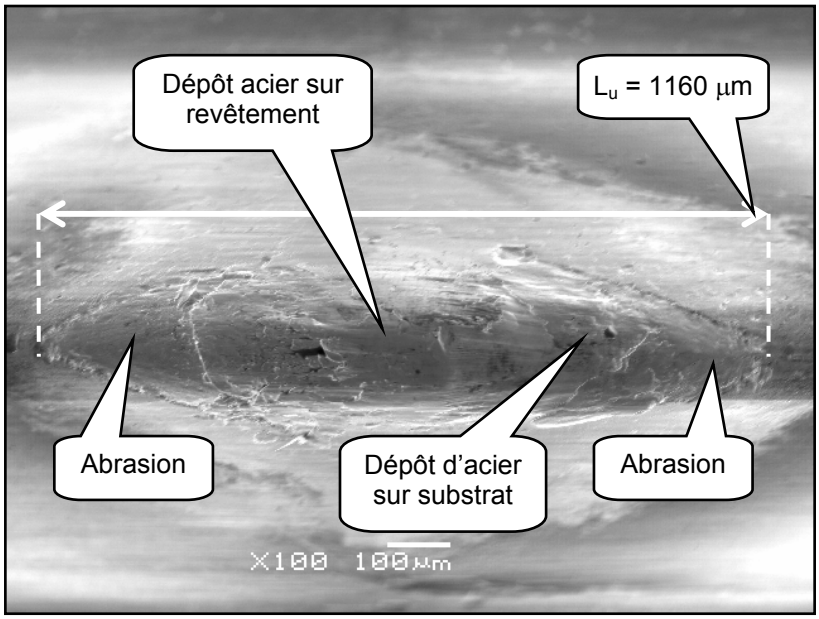


Figure 5.13 : Usure par abrasion du revêtement et de dépôt de l'acier sur le lobe n°10 après 400 taraudages.

Sur l'avant du lobe, il est visible que l'acier se dépose sans doute par adhésion avec le substrat sur les zones dénudées par l'abrasion du revêtement. Au centre, il semble qu'il existe encore le revêtement entre le dépôt d'acier et le substrat de l'outil. L'acier déposé sur l'avant du lobe, du fait du travail du lobe, s'étire et vient recouvrir le lobe vers l'arrière jusqu'à atteindre la seconde usure abrasive. Le dépôt constitue alors ce qui pourrait être qualifié de matériau rapporté, comme l'est une arête rapportée dans le cas de la coupe de métaux.

Les lobes moins usés présentent un dépôt adhésif de l'acier uniquement limité à la zone d'usure abrasive à l'avant du lobe.

Le premier et le deuxième lobe situés dans la partie cylindrique du taraud finissent, eux aussi, par être usés. L'usure abrasive du revêtement est répandue sur une grande partie de la surface de contact entre le lobe et la matière, cf. **Figure 5.14**. Toutefois cela ne donne pas lieu à un dépôt adhésif.

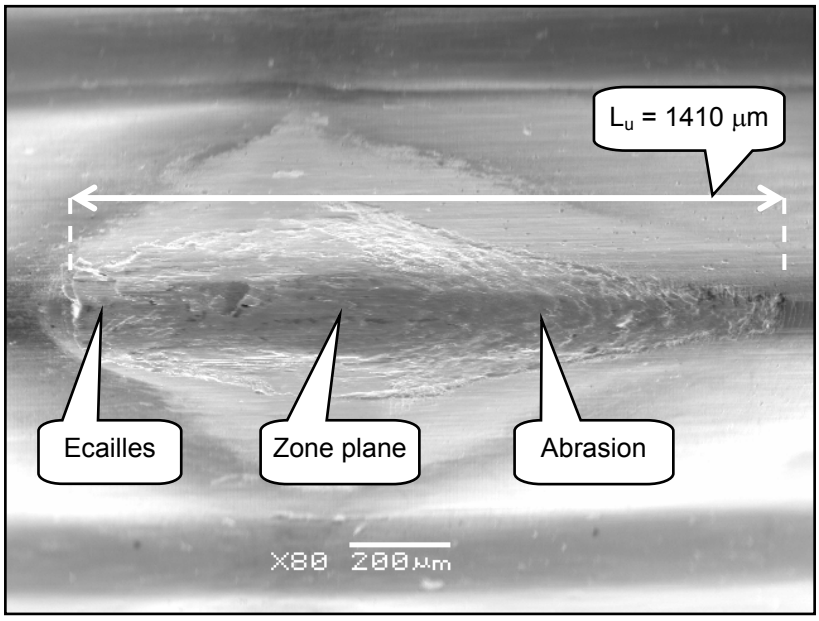


Figure 5.14 : Abrasion du revêtement du lobe n°12 après 500 taraudages.

5.4.2.4 Recul du lobe par déformation du substrat

L'utilisation prolongée des tarauds conduit à l'usure du substrat.

Le lobe de la **Figure 5.15** présente une zone plane très prononcée de longueur 750 µm avec des écailles à son extrémité arrière. L'analyse EDS montre que cette zone est constituée des éléments du substrat. L'apparition de cette zone plane est donc bien consécutive à l'usure du substrat, dès lors il y a un recul du lobe. Les écailles à l'arrière du lobe sont au moins une partie du volume initial du lobe déplacé par déformation plastique pendant le taraudage. Il est possible qu'il existe une autre partie de ce volume qui ne soit plus sur le taraud. Ce volume peut bien être sur les filets taraudés ou dans le fluide sous forme de particules. L'existence de ce second volume n'est pas établie.

Sous couvert des hypothèses associées à la **Figure 5.7**, une longueur de plat de 750 µm, correspond à un recul du sommet du lobe R_s entre 35 et 45 µm, ce qui est supérieur à l'engagement radial initial du lobe qui est de Δr = 27.5 µm.

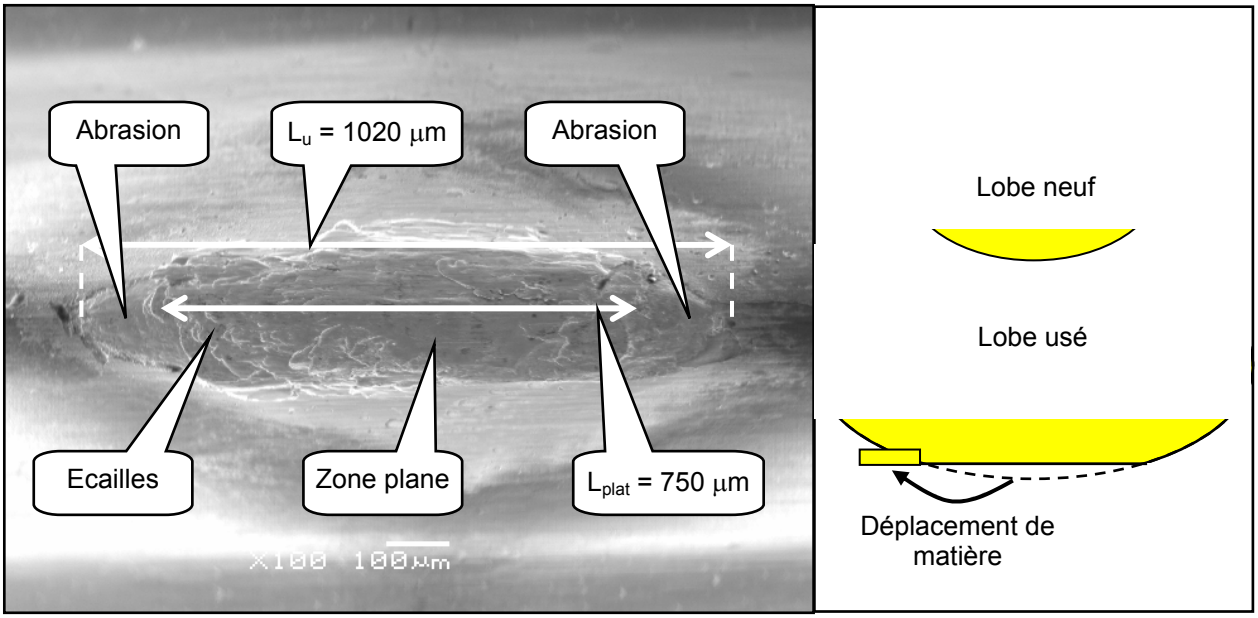


Figure 5.15 : Usure du substrat de l'outil sur le lobe n°6 après 500 taraudages.

La mesure des profils des lobes est possible avec le rugosimètre Surfascan Somicronic. Pour cela, un stylet spécial est nécessaire. Sa pointe est un cylindre au lieu d'être une sphère, et la génératrice rectiligne du cylindre permet de mesurer le profil malgré l'angle d'hélice du filet. Le profil du lobe n°6 usé et un profil de lobe neuf sont superposés sur la **Figure 5.16**. L'écart entre eux est le recul du profil. Cette méthode confirme bien un recul du sommet du lobe R_s de 39 µm.

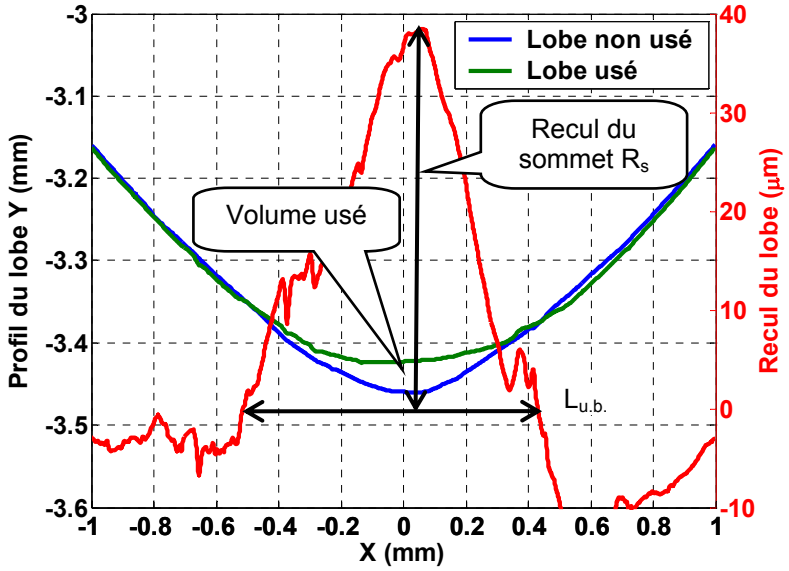


Figure 5.16 : Profil et recul du lobe n° 6 après 500 trous taraudés.

Un tel recul signifie que la portion du profil du lobe qui travaille, lorsqu'il est à ce niveau d'usure, est bien au-delà de la partie du profil qui travaille lorsque l'outil est neuf. D'autre part, le recul de ce lobe augmente d'autant l'engagement radial du lobe suivant dont l'engagement est lui aussi diminué du fait de sa propre usure. Les usures de chacun des lobes sont donc liées les unes aux autres. Le lobe n°12 qui est le premier lobe de la partie cylindrique a un engagement radial nul quand l'outil est neuf. La **Figure 5.14** montre que

ce lobe, après 500 taraudages présente une zone plane au sommet. Cela est dû au recul du lobe n°11, dès lors l'engagement du lobe n°12 n'est plus nul, et il s'use de la même manière que les lobes de l'entrée du taraud.

5.5 Conséquences de l'usure sur les filets

5.5.1 Contrôle au tampon fileté

Tous les filets des échantillons prélevés sont conformes suite au contrôle avec un tampon fileté 6H, sur les éprouvettes E5-498 à E5-500 même après 500 taraudages.

5.5.2 Observation de la surface au MEB

L'observation au MEB des échantillons E5-1 et E5-500 révèle que les surfaces du flanc et du fond de filet présente des aspects différents après 500 taraudages. Sur les premiers filets taraudés des stries sont clairement visibles et apparaissent très atténuées après 500 taraudages.

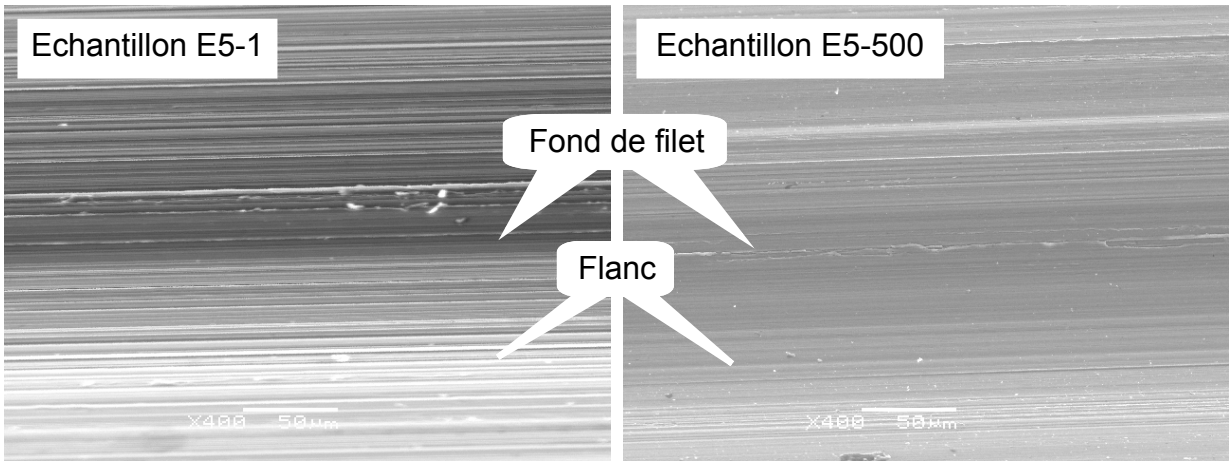


Figure 5.17 : Observation MEB des échantillons E5-1 et E5-500.

5.6 Evolution de l'usure et critère de durée de vie

5.6.1 Scénario de l'endommagement d'un lobe

A la vue des observations, le scénario de l'endommagement d'un lobe est le suivant :

- Phase 1 : apparition d'une zone noire, riche en silicium et d'une zone claire, manifestation de l'abrasion du revêtement sur les lobes
- Phase 2 : apparition de dépôt sous forme de stries, très riches en chrome en manganèse (CTS), sur les flancs
- Phase 3 : délaminage du revêtement à l'avant du lobe
- Phase 4 : usure abrasive du revêtement à l'avant puis à l'arrière du lobe
- Phase 5 : dépôt adhésif de l'acier sur le substrat nu de l'outil
- Phase 6 : déformation plastique du substrat

Même après 500 taraudages, tous les lobes en contact avec la matière ne sont pas usés, et tous les lobes usés ne subissent pas successivement tous ces endommagements.

Seuls les endommagements à partir de la phase 3 sont intégrés dans la mesure de la longueur usée L_u.

5.6.2 Evolution quantitative de l'usure et critère de durée de vie

La longueur usée L_u des lobes pour chaque taraud est donnée **Figure 5.18**. La **Figure 5.19** présente l'évolution de la longueur usée de chacun des lobes en fonction du nombre de trous taraudés. Il s'agit des mêmes séries de données agencées différemment. Il peut apparaître que la longueur usée d'un lobe décroît. Il faut considérer que cela est lié à la méthode employée pour ces essais d'usure. Il s'agit de deux lobes de tarauds usés pendant un temps différent et non du lobe d'un taraud à des instants différents. Si les essais d'usure étaient très répétables, ceci n'aurait pas lieu.

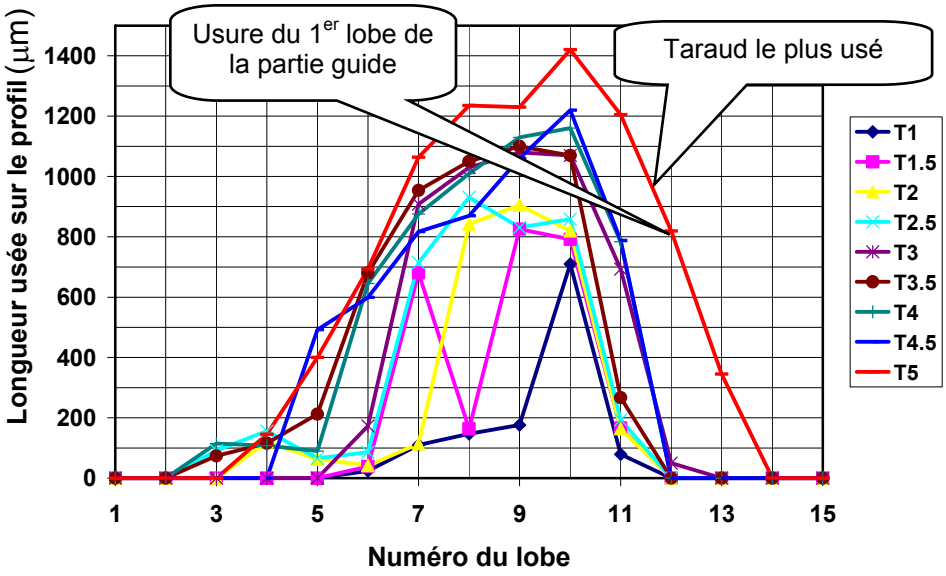


Figure 5.18 : Usure du profil de chacun des lobes.

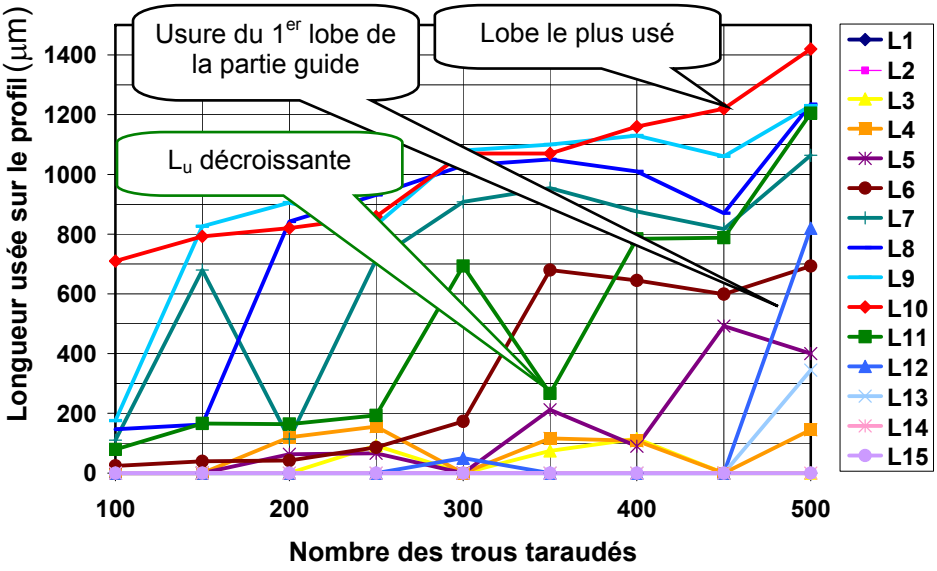


Figure 5.19 : Longueur usée du profil des lobes en fonction du nombre de taraudages.

Le lobe n°10 est le lobe le plus usé. C'est le dernier lobe de l'entrée à avoir un engament radial de 27.5 mm. Le lobe n°11 a un engagement radial réduit à Δr = 8.5 µm mais il déforme la matière dans un état plus écroui que le lobe précédent. Cela signifie que, dans ces conditions, l'engagement radial est prédominant devant l'écrouissage sur l'usure. La longueur usée L_u du lobe n°10 après 100 taraudages est de 710 µm et évolue linéairement pour atteindre 1 410 µm après 500 taraudages. La vitesse d'usure est donc plus importante au début de l'endommagement. Cela peut être considéré aussi comme un rodage du lobe. Dans le même temps, la longueur usée du lobe n°6 passe de 25 µm à 695 µm. La vitesse d'usure est donc d'autant plus grande que le lobe travaille dans des conditions sévères.

Après 100 taraudages, les lobes n°6 à 11 du taraud présentent une manifestation d'usure mesurée. Après 400 taraudages supplémentaires, les lobes n°4 à 13 du taraud T5 sont usés. A l'utilisation, le nombre de lobes usés et leur niveau d'usure augmentent. Les lobes n°4 et 5 ne sont pas usés après 100 taraudages, mais le deviennent par la suite du fait d'une utilisation prolongée dans les mêmes conditions. Les lobes n°12 et 13 ne sont pas usés jusqu'à 450 taraudages et le sont rapidement après 50 taraudages de plus. Cette évolution tient à un changement de conditions de travail. Ces lobes sont sur la partie guide de l'outil et initialement leur engagement radial était nul. Leur contact avec la matière est uniquement conséquent au retour élastique de la matière. Mais le recul plus important après 450 taraudages du lobe n°11 entraîne que le lobe n°12 participe à la formation du filet et donc s'use.

A partir de ces essais, il est possible de définir un critère de durée de vie et donc la durée de vie de l'outil pour les paramètres de taraudage retenus.

Un premier critère de durée de vie qui pourrait être considéré est l'apparition d'une usure sur le premier lobe de la partie cylindrique, c'est-à-dire sur le lobe n°12. Dès lors la durée de vie serait comprise entre 450 et 500 taraudages. Ce critère exprime le fait que la longueur filetée doit rester identique. Toutefois, l'usure d'un lobe de la partie guide, réduit uniquement d'un cinquième du pas, Δz, la longueur filetée. Ce critère a l'avantage d'être simple et nécessite peu de moyens pour être mis en œuvre.

Un second critère de durée de vie pourrait être l'apparition sur un lobe d'une longueur usée supérieure à un seuil défini L_u^*, comme cela se fait avec l'usure des outils coupants avec l'usure en dépouille. Plus la longueur maximale tolérée sera grande, plus la durée de vie le sera. La valeur seuil L_u^* pourrait être fixée à la vue de l'évolution de l'usure en fonction de paramètres procédés tels que la vitesse ou le diamètre d'avant-trou. Ne disposant que d'essais à paramètres fixes, de telles réflexions ne peuvent pas être conduites. Toutefois, la valeur L_u^* pourrait aussi bien être définie et fixée de telle manière qu'elle corresponde à un recul du sommet d'un lobe R_s égal à l'engagement radial initial Δr, la surface usée étant supposée plane. Cette hypothèse est pessimiste car le profil usé est uniquement plan sur une partie et le recul réel du lobe correspondant est donc inférieur à l'engagement. Ceci fixerait donc L_u^* à 680 µm et la durée de vie du taraud dans les conditions de ces essais à seulement 100 taraudages. La mise en œuvre de ce critère est plus compliquée et nécessite une connaissance de la géométrie de l'outil.

Le critère de réforme du taraud peut aussi ne pas être lié directement à son endommagement. Il pourrait être considéré comme une limite à l'augmentation du couple de taraudage. Toutefois cela nécessite de mesurer le couple, ce qui n'est pas la pratique

majoritaire, et de définir une limite contenue de considérations à définir. D'autre part l'augmentation du couple n'est pas flagrante dans toutes les applications de taraudage.

Enfin, il est possible de définir des critères qui soient liés à l'évolution des propriétés des filets taraudés du fait de l'usure de l'outil. Le contrôle au tampon fileté montre que la qualité géométrique du filet est bonne même après 500 taraudages. Les lobes de la partie calibrante de l'outil jouent donc bien leur rôle et il est possible que le taraud puisse produire encore de nombreux trous contrôlés conformes au tampon. Il n'en serait peut être pas ainsi si l'application étudiée était effectuée en taraudage rigide avec un outil ayant une partie calibrante très réduite du fait d'une importante conicité arrière. Dés lors, l'usure du premier lobe de la partie guide conduirait à une non-conformité du filet lors du contrôle au tampon fileté, ce qui constituerait un critère de durée de vie particulièrement objectif.

Si la géométrie du filet taraudé demeure bonne malgré l'endommagement important de l'outil, il pourrait être question d'état métallurgique, de contraintes résiduelles mais la mise en œuvre serait très compliquée.

5.7 Conclusions

La démarche entreprise relative à l'analyse de l'endommagement de tarauds montre que c'est un champ d'investigation vaste et pour lequel il reste beaucoup de travaux à accomplir. La première des difficultés réside dans la connaissance de la géométrie de l'outil et la seconde dans la définition d'un critère de durée de vie qui soit pertinent. Différentes suggestions sont proposées, toutefois, il n'existe pas de critère plus objectif ou plus pertinent l'un que l'autre dans la mesure où la qualité géométrique du filet est bonne.

Ces travaux ne quantifient l'effet d'aucun paramètre procédé sur l'endommagement du taraud. Il est probable que les modes et le niveau d'usure des lobes lors de ces essais soient en particulier liés à l'acier faiblement allié qui est taraudé et à l'utilisation d'une émulsion comme fluide. La **Figure 5.20** montre les lobes le plus usés de deux tarauds prélevés à 6 mois d'intervalle sur une chaîne de fabrication après 1600 opérations dans l'acier C70 avec une huile entière extrême pression.

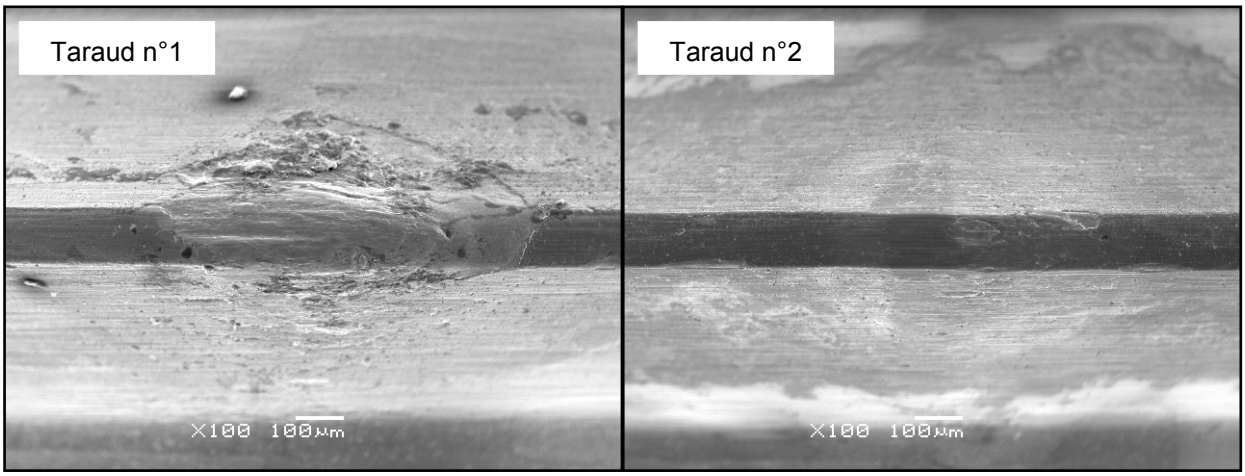


Figure 5.20 : Comparaison de deux tarauds prélevés sur les chaînes de fabrication après 1 600 taraudages dans l'acier C70 avec un huile entière extrême pression.

Le lobe du taraud n°1 est très endommagé alors que celui du taraud n°2 est quasiment intact. Les raisons d'un tel écart ne sont pas clairement identifiées : changement imputable au taraud, à la matière et/ou à l'huile. Le substrat du taraud n°1, mis à nu du fait de l'usure de revêtement, présente une teneur en soufre plus élevée que sa composition initiale. Il y a donc une passivation du taraud par l'huile ce qui n'est pas constaté avec utilisation d'une émulsion. L'utilisation d'une huile réduit non seulement les frottements par passivation de l'acier et retarde donc l'endommagement qui s'en suit, mais réduit aussi ces frottements par passivation du substrat dès l'apparition de l'usure.

Ces tarauds usés montrent que la sensibilité du procédé est forte au paramètre d'utilisation : matériaux, outils, médias.

6 ANALYSE DU PRODUIT

L'objectif de ce chapitre est d'établir les caractéristiques des filets en tant que produit, c'est-à-dire celles immédiatement recherchées pour assurer les fonctions spécifiées par le bureau d'études, telles que la qualité géométrique, la résistance et le couple de serrage. Bien entendu, les caractéristiques du filet sont la conséquence de paramètres procédés. C'est donc l'effet de certains paramètres qui est examiné, parmi lesquels le fait de tarauder par coupe ou par déformation. C'est un point important car ces deux procédés sont directement en concurrence, mais, sur le plan du procédé, le taraudage par déformation possède de nombreux avantages. Devant cet état de fait, le choix de ce procédé au détriment du taraudage par coupe est possible dès lors que les filets taraudés par déformation sont acceptés par les bureaux d'études.

Les paramètres expérimentaux utilisés pour les essais sont les suivants :

- Taraud par coupe et par déformation : M12×1.5 6HX revêtu TiN
- Matériau : éprouvette de Type I en acier C70 au **§6.1**, éprouvette de Type III en acier C70 au **§6.2**, éprouvette de Type II en acier C70, C22 ou C35 au **§6.3**
- Paramètres : V = 14 m/min
- Fluide : huile entière avec additifs extrême pression à base de soufre

6.1 Qualité géométrique du filet

6.1.1 Contexte et objectif

La qualité géométrique du filet est l'une des premières spécifications d'un filet, et une exigence élevée induit forcément des conséquences sur la fabrication. L'étude ci-dessous tient compte des paramètres suivants :

- Taraudage par coupe ou par déformation
- Type de mandrin utilisé : semi-rigide, rigide ou compensé
- Valeur du pas programmé (1.5, 1.45 ou 1.55 mm) avec le mandrin compensé

Le type de mandrin utilisé est susceptible d'influer sur le contrôle du mouvement axial du taraud et donc sur le pas du filet réalisé. Afin de reproduire l'absence d'asservissement sur une machine avec une broche non indexée, ou sur une perceuse à colonne, le mandrin compensé est aussi utilisé volontairement en programmant un pas inférieur ou supérieur au pas réel du filet.

6.1.2 Essais de taraudage

Tous les essais de taraudage par déformation sont réalisés avec le même taraud, que le mandrin soit compensé ou pas. Il en est de même pour les opérations de taraudage par coupe. Les deux tarauds utilisés ont une importante partie guide avec une faible conicité arrière et sont donc conçus pour être utilisés avec un mandrin compensé. Ces mêmes tarauds sont donc aussi montés dans le mandrin rigide, ce qui n'est pas dérangeant. De plus, si d'autres tarauds étaient utilisés pour les opérations avec un mandrin rigide, alors il serait difficile de distinguer l'effet du changement de l'outil de celui de l'attachement.

La **Figure 6.1** montre les efforts lors des essais en taraudage par déformation. Les couples des opérations de taraudage sont identiques, quels que soient le mandrin et la programmation du pas associé. L'effort axial est d'autant plus important que le mandrin est rigide, comme cela est expliqué au **§1.4**. Il est positif sauf lors du cycle de taraudage avec un pas programmé égal à 1.45 mm. Au niveau des parties actives, l'effort est dans la direction positive car il s'oppose à la pénétration des lobes dans la matière ; néanmoins l'effort axial avec le mandrin rigide est maximum en fin de détaraudage. Avec un pas programmé de 1.45 mm, le taraud avance plus vite que la broche, et donc il apparaît une traction dans le ressort de l'attachement compensé. De ce fait, la pièce est tirée vers le haut par le taraud, ce qui se traduit pas un effort négatif.

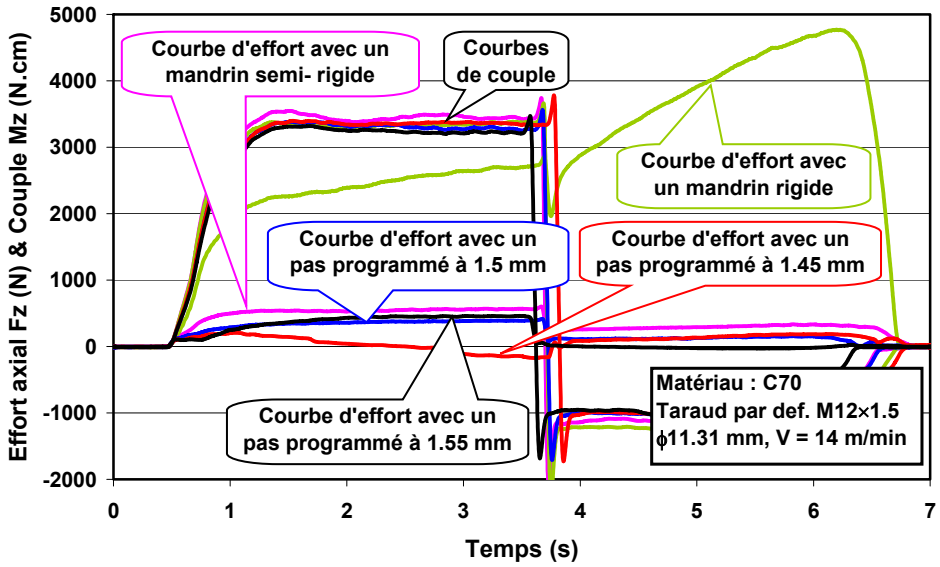


Figure 6.1 : Essais de taraudage par déformation avec les divers mandrins.

Dans le cas du taraudage par coupe, **Figure 6.2**, il apparaît une légère influence sur les courbes de couple dès lors que le mandrin est compensé. Ceci permet donc de penser qu'en l'absence de maîtrise du mouvement axial, l'opération de taraudage est affectée. Les efforts axiaux sont opposés et inférieurs d'un ordre de grandeur égale à 4 à ceux des essais précédents. Ils sont négatifs sauf lors de l'opération de taraudage avec un pas programmé de 1.55 mm. Du fait des goujures à droite de l'outil, la formation des copeaux sur les faces de coupe entraîne un effort en bout d'outil qui est dans la direction négative. Mais, avec un pas programmé de 1.55 mm, la broche avance plus vite que le taraud ce qui globalement se traduit pas un effort positif.

L'effort axial résulte de la composition du procédé utilisé, de la géométrie de l'outil, du mandrin, de l'asservissement des mouvements et de la machine, broche y compris. La **Figure 6.3** présente le taraud en équilibre sous l'action de trois forces et l'ensemble des facteurs influençant chacun de ces efforts. L'effort axial mesuré est l'effort de l'outil sur la pièce qui vaut $\overrightarrow{F_3} = -\overrightarrow{F_1} - \overrightarrow{F_2}$.

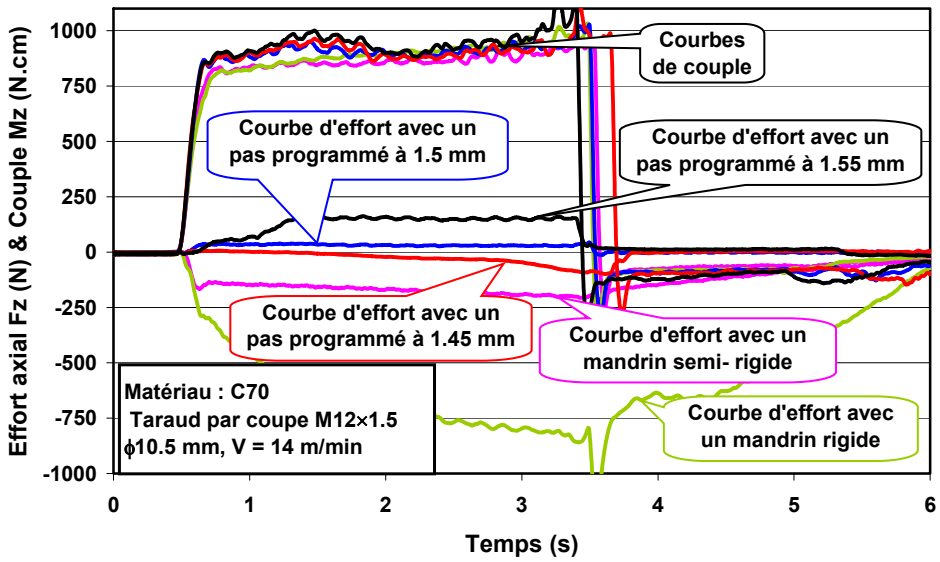


Figure 6.2 : Essais de taraudage par coupe avec les divers mandrins.

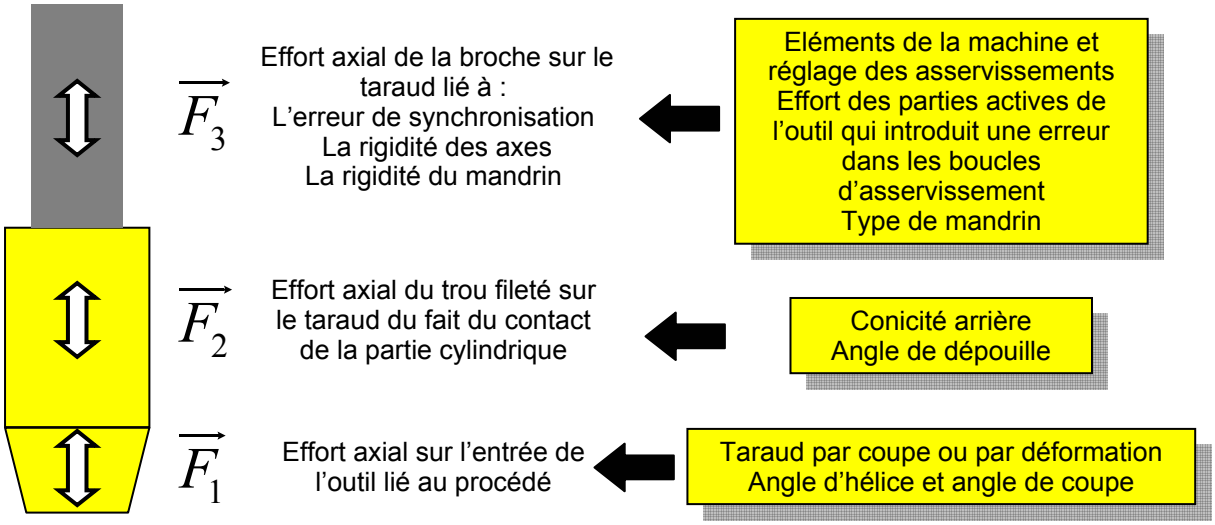


Figure 6.3 : Facteurs influençant l'effort axial.

6.1.3 *Mesure de la qualité du filet*

Il n'existe pas de norme sur la métrologie des filets autre que celle du contrôle avec un tampon fileté qui établit la conformité ou non. Cette méthode de contrôle est très pratique et vérifie bien la fonction du filet, mais ne fait pas apparaître de différence entre deux filets dès lors que ce contrôle avec un tampon est bon. La mesure de la qualité des filets est donc faite suivant deux critères : la variation du pas et la rectitude des flancs du filet. Pour cela les éprouvettes taraudées sont découpées suivant la Méthode 1 (cf. **Annexe III**) de manière à rendre accessible le profil du filet. Ensuite une mesure du profil est faite par palpage mécanique avec l'appareil de mesure d'état de surface Surfascan Somicronic et un stylet dont l'angle de pointe est de 30° ce qui permet de ne pas talonner sur le profil de base. Le pas entre chaque point de mesure du profil est de 1 μm et la précision de l'ordre du 0.5 μm dans le cas de la mesure d'un profil.

6.1.3.1 Variation du pas

A partir du profil mesuré, chaque flanc est identifié entre deux bornes et une droite des moindres carrés lui est associée, comme le montre la **Figure 6.4**. Les centres de cercles de rayon 433 µm sont calculés de façon à être tangents à deux flancs consécutifs. Ces cercles constituent des piges de contrôle immatérielles dont le rayon est tel qu'ils soient tangents au diamètre sur flanc D_2 du filet lorsqu'il est aux dimensions nominales. La distance entre deux cercles consécutifs du même coté du profil est une valeur locale du pas. L'écart entre cette distance et la valeur du pas souhaité est l'erreur du pas.

L'erreur mesurée n'est pas exactement celle du pas, car le pas doit se mesurer sur le diamètre sur flanc ce qui ne peut être fait ici. Toutefois, la méthode proposée permet réellement d'apprécier la variation du pas du filet suite au défaut de contrôle du taraud.

Cette méthode est fiable et conduit à de bons résultats ; toutefois, en pratique, les mesures sont très faiblement influencées par les choix des bornes hautes et basses entre lesquelles sont identifiés les flancs. Ce point de détail est important notamment pour les filets taraudés par déformation. En effet, la **Figure 6.4** montre que le sommet du flanc du filet est légèrement recourbé et, par conséquent, dès lors que l'algorithme intègre cette partie du profil, cela augmente les défauts mesurés. Il convient de bien définir ces bornes afin d'exclure cette partie du profil, ce qui se justifie par le fait qu'elle n'est pas en contact avec la vis. En ce qui concerne la borne inférieure, elle est fixée au diamètre extérieur *D* du filet au delà duquel le profil de base du filet n'est par normalisé.

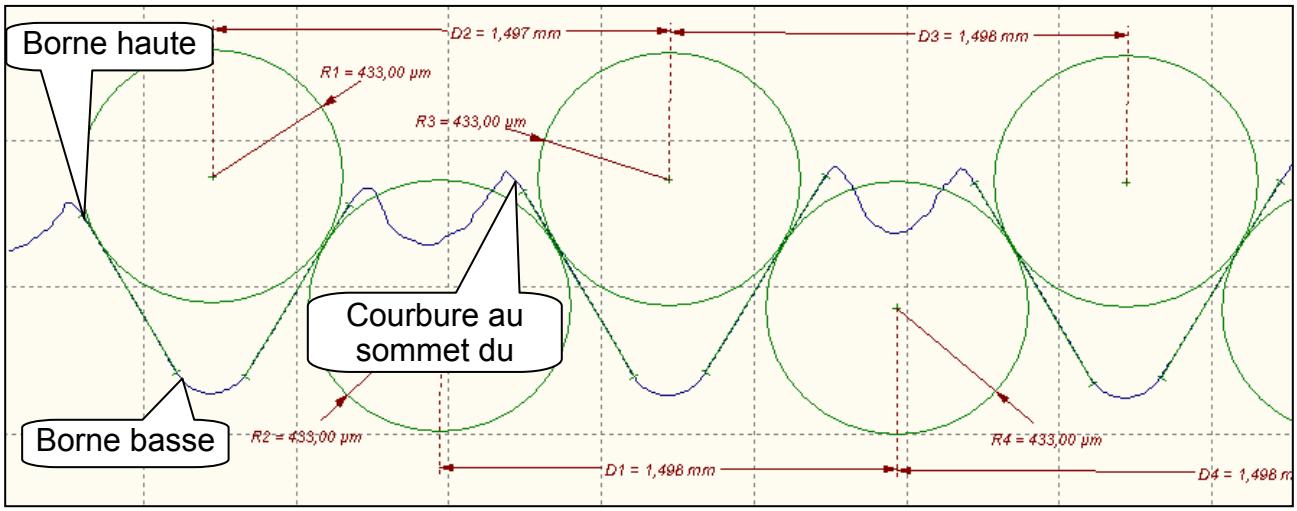


Figure 6.4 : Mesure de l'erreur du pas d'un filet taraudé par déformation.

D'autre part, comme le montre la **Figure 6.5**, le filet à l'entrée du trou est incomplet ou mal formé, qu'il soit taraudé par coupe ou par déformation. De fait, les propriétés géométriques du premier motif du filet ne sont pas bonnes ; en conséquence il est choisi d'appliquer l'algorithme de contrôle à partir du premier motif complet. Il est donc supposé que le motif incomplet contribue peu à l'assemblage. La distance entre l'entrée du trou et le premier motif complet est variable suivant les échantillons, car elle dépend de la position angulaire entre la première dent du taraud qui entre dans l'éprouvette et le plan de coupe de l'éprouvette pour l'observation.

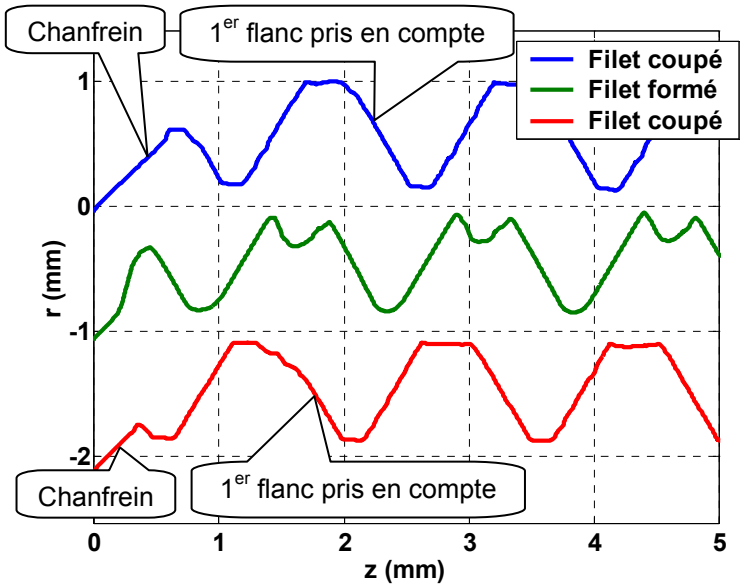


Figure 6.5 : Filets incomplets à l'entrée de trous taraudés.

La **Figure 6.6** présente l'erreur sur le pas de l'ensemble de filets taraudés. La tendance du taraud par coupe est de faire un pas plus grand alors que c'est l'inverse pour le taraud par déformation. La précision des filets obtenus est bonne. La tolérance sur le pas est liée à celle sur la cote sur flanc par la relation : $tan\ 30° \times T_{D2}$ (cf. **§1.1.2**). Dans le cas d'un filet M12×1.5 6H, cet intervalle de tolérance vaut IT_{pas} = 110 µm.

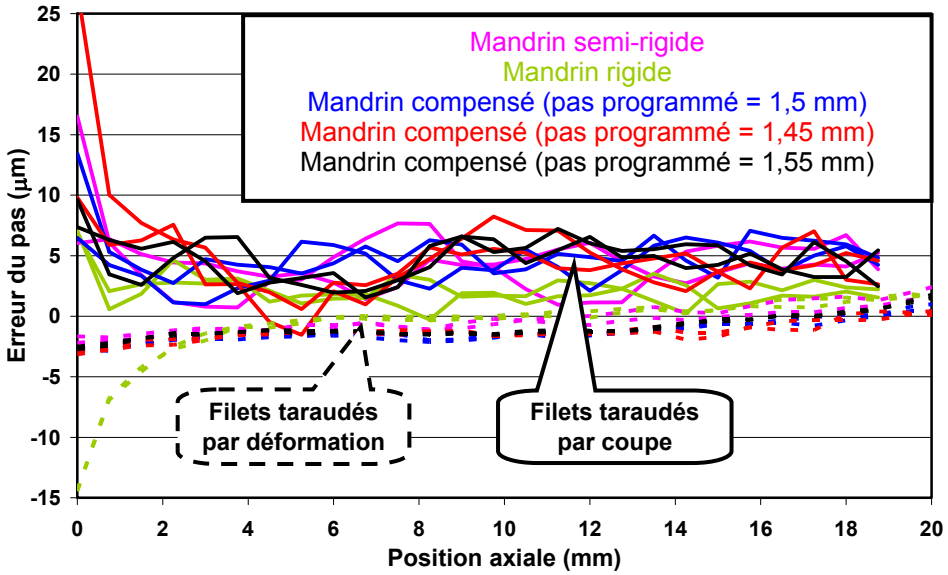


Figure 6.6 : Erreur du pas du filet en fonction du procédé et du mandrin utilisé.

Le défaut maximum apparaît sur le premier pas et peut atteindre 27 µm dans le cas du taraudage par coupe avec un mandrin compensé. Plus le mandrin est rigide, plus le filet coupé est précis. Cela démontre les conséquences du manque de contrôle axial du taraud lors de l'engagement sur la qualité du filet. Au delà du premier pas, la précision est meilleure et la fluctuation du pas n'excède pas 10 µm. L'erreur sur le pas n'est pas constante sur cette partie : ce défaut ne peut donc pas être attribué à la cote du flanc du taraud.

Pour les filets taraudés par déformation, la fluctuation du pas n'excède pas 6 µm sauf pour le filet taraudé avec le mandrin rigide. Potentiellement, sous réserve d'une bonne valeur nominale de la cote sur flancs et de leur rectitude, la qualité des filets taraudés par déformation est donc de classe inférieure à 6. Le mandrin rigide conduit à une erreur plus importante sur les deux premiers pas du filet. Ce défaut peut apparaître en fin de détaraudage. L'erreur de synchronisation cumulée pendant le cycle se traduit par un effort axial très important, de 4 750 N, au moment de la sortie du taraud de la pièce. L'application de cet effort sur les deux premiers pas déforme légèrement le filet.

6.1.3.2 Mesure de la rectitude des flancs

L'algorithme de mesure du pas fait correspondre à chaque flanc une droite des moindres carrés. A partir de cette droite, la rectitude du flanc est déterminée suivant la **Figure 6.7**. L'erreur de profil est l'écart entre le profil réel mesuré et la droite des moindres carrés. Le défaut de rectitude est l'amplitude de l'erreur du profil, qui est aussi la distance entre les deux droites parallèles à la droite des moindres carrés qui enveloppent le profil du flanc.

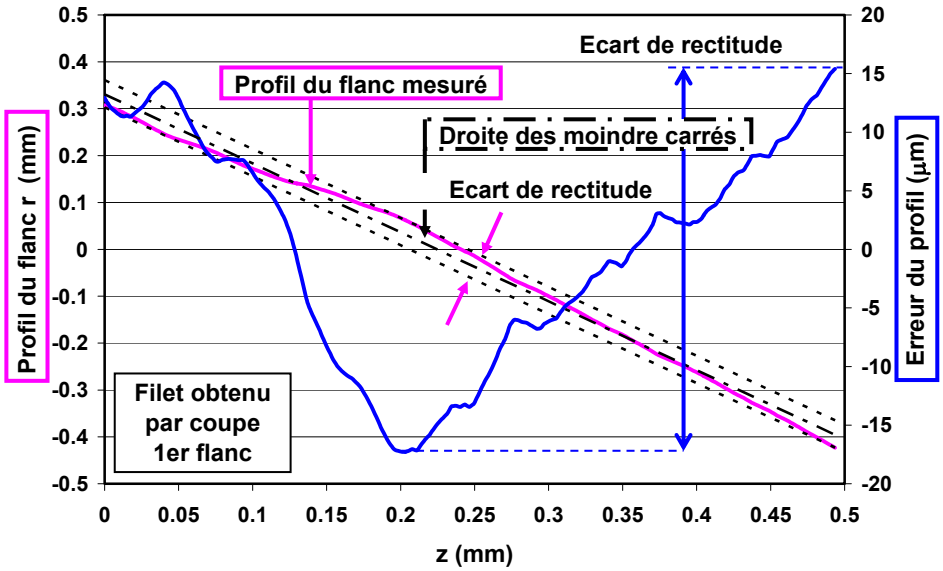


Figure 6.7 : Défaut de rectitude du 1er flanc d'un filet taraudé par coupe.

La **Figure 6.8** indique le défaut de rectitude de tous les flancs de tous les trous taraudés. Les filets taraudés par coupe présentent une rectitude moins bonne que celle des filets taraudés par déformation.

Le constat est le même que pour la variation du pas : le défaut de rectitude est le plus important sur le premier pas du filet, et l'est d'autant plus que le mandrin est souple, car le taraud est peu guidé au moment de son engagement. Le défaut de rectitude atteint 100 µm avec le mandrin compensé et avec un pas programmé de 1.45 mm : dans ce cas la broche avance moins vite que le taraud. Sur le reste du trou fileté, le défaut de rectitude oscille de manière régulière à chaque flanc entre 5 et 20 µm. Le défaut est le plus important sur les flancs de numéro impair, c'est-à-dire sur les flancs du filet situés sur la face orientée vers le bas, le taraud entrant par le haut. Au moment du détaraudage, l'effort axial est négatif, ce qui signifie que le taraud tire la pièce taraudée vers le haut et ce sont ces flancs qui reprennent l'effort. C'est donc au détaraudage qu'une face du filet est altérée par le deuxième passage du taraud.

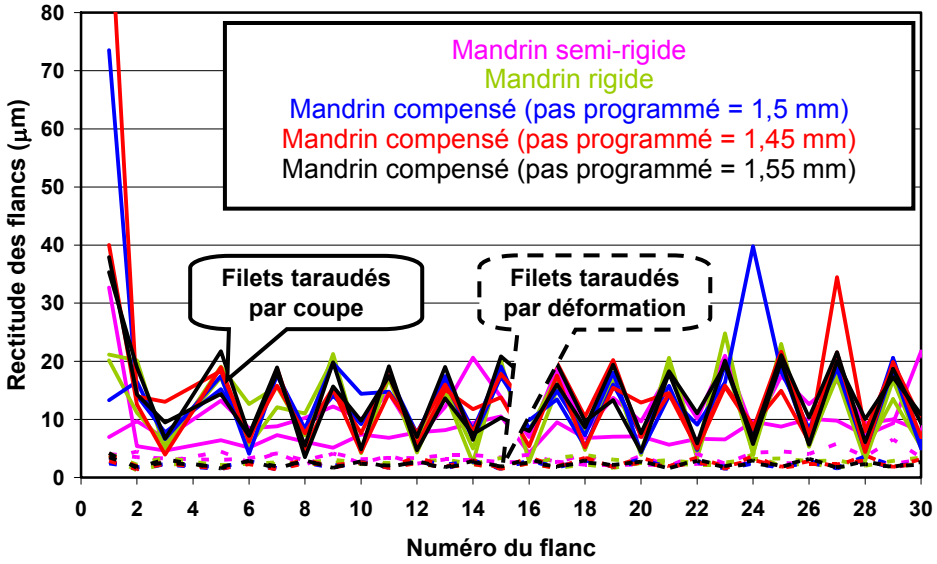


Figure 6.8 : Défaut de rectitude du 1er flanc d'un filet en fonction du procédé et du mandrin utilisé.

Le défaut de rectitude des filets obtenus par déformation est très faible puisque qu'il ne dépasse pas 4 µm quel que soit le mandrin utilisé.

6.1.4 Conclusion

La vérification métrologique des filets n'est que partielle, les cotes sur flanc n'étant pas mesurées. Cela est relativement difficile à réaliser sur des filets intérieurs, et le matériel requis n'est pas à disposition. D'autre part, le rayon de pointe du stylet utilisé pour faire les profils du filet étant de 50 µm, le filtrage mécanique est trop important, en plus du fait que les longueurs de mesure sur les flancs sont trop petites, pour permettre le calcul des rugosités. Toutefois, la variation du pas et la rectitude des flancs de filet sont établies, et sont bien meilleures en taraudage par déformation qu'en taraudage par coupe. Il est quasiment certain qu'il en est aussi de même pour les états de surface.

Ceci démontre les grandes qualités des trous taraudés par déformation. Les filets produits ont de meilleures caractéristiques et le procédé est peu sensible à l'influence du contrôle du taraud.

6.2 Couple de serrage

6.2.1 Contexte & modèle de dimensionnement

Un assemblage boulonné assure correctement sa fonction dés lors que la charge en service ne vient pas occasionner le décollement des pièces assemblées. La valeur de cet effort de décollement est donc l'objet du dimensionnement de l'assemblage : il convient de serrer les éléments vissés de telle sorte que la tension qui apparaît dans la vis soit suffisante. Le couple de serrage *C* du boulon est la somme du couple de frottement sous la tête de la vis, du couple de frottement de la vis dans le taraudage, et enfin du couple lié à la tension *Q* du fait de l'hélice du filet. L'expression (6.1) [**Gui_B5560**] donne la valeur du couple de serrage en fonction de ces trois termes.

$$C = Q\left(0.16P + 0.583d_2.f + \rho_m.f_2\right) \quad (6.1)$$

Le couple de serrage est fonction des dimensions du filet, du pas *P* et du diamètre sur flanc d_2, du coefficient de frottement *f* entre la vis et le taraudage, du diamètre moyen de la tête de vis ρ_m, du coefficient de frottement f_2 entre la tête de vis et la rondelle ou directement la pièce.

Le frottement entre la vis et le taraudage intervient et plusieurs paramètres sont susceptibles de l'influencer tels que le traitement de surface de la vis (phosphatage, zingage, cadmiage), la lubrification ou le graissage, et le taraudage. Ce dernier peut être réalisé dans divers alliages et avec différents procédés. L'objectif est de déterminer si le procédé de taraudage a un effet significatif ou non, et lequel, sur l'intensité du frottement.

6.2.2 Montage de mesure

Afin de faire des mesures de coefficient de frottement entre le taraudage et la vis, un montage dédié est conçu et réalisé. Ce montage utilise la platine Kistler 9173 qui sert aussi à la mesure de l'effort axial et du couple en taraudage. Ce montage permet deux configurations de mesure. La configuration n°2 permet la mesure du couple de frottement sous tête en fonction de la tension dans la vis. Cette utilisation du montage est décrite en **Annexe VI**.

La configuration n°1, **Figure 6.9**, est spécialement dédiée à la mesure du couple de serrage sans inclure le frottement sous la tête de vis. L'éprouvette taraudée de Type III, défini en **Annexe II**, est fixe par rapport à la plaque. Les vis utilisées sont à tête hexagonale et sont entraînées par l'ensemble : entraîneur, platine et poignée. Le couple de serrage appliqué sur la poignée est partiellement transmis à la vis. Le frottement qui existe usuellement sous la tête de vis a lieu sous la platine. La platine mesure le couple qui est transmis entre les deux parties qui la composent. Dans ces conditions, la mesure du couple ne tient pas compte du troisième terme de l'équation (6.1), et ce modèle permet le calcul du coefficient de frottement entre la vis et le taraudage suivant l'expression (6.2).

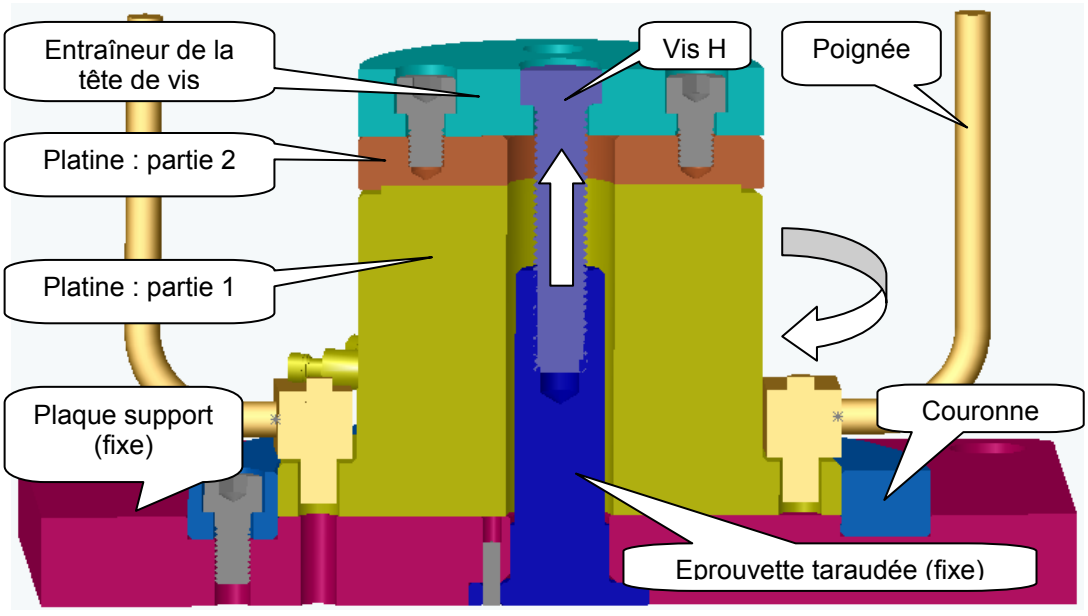


Figure 6.9 : Montage de mesure du couple de frottement dans les filets.

$$f = \frac{1}{0.583 d_2}\left(\frac{C}{Q} - 0.16P\right) \qquad (6.2)$$

6.2.3 Mesures et résultats

L'effet du procédé et du fluide est étudié car ces deux paramètres sont susceptibles de modifier la surface des filets taraudés. Les éprouvettes de Type III en acier C70 sont taraudées en M12×1.5 6HX, par coupe et par déformation avec différents fluides : huile de référence, huile n°2, émulsion n°1. Les vis M12×1.5 6h de classe 8.8 utilisées pour les essais de serrage sont non revêtues. D'autre part, la vis comme le taraudage sont dégraissés à l'acétone, et les essais ont lieu sans lubrifiant ni graisse afin de maximiser le frottement. Il ne s'agit pas de la caractérisation d'un assemblage mais uniquement d'identifier des caractéristiques au serrage des filets obtenus par déformation. La longueur d'engagement de la vis dans le filet taraudé est de 1.5 fois le diamètre nominal du filet soit de 18 mm. La **Figure 6.10** présente les efforts lors d'un cycle de serrage et de desserrage d'une vis.

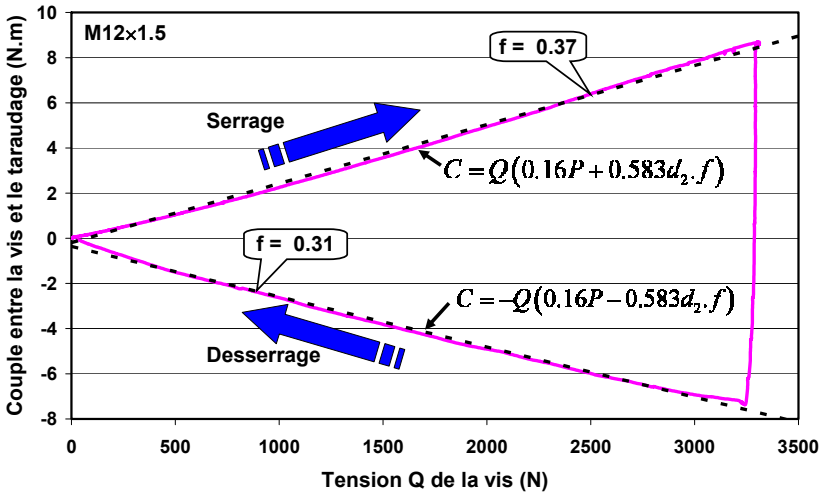


Figure 6.10 : Cycle de serrage de la vis.

Pendant la phase de serrage, le couple est positif et la tension dans la vis augmente linéairement par rapport au couple. La vis est tournée lentement et continûment jusqu'à dépasser une tension *Q* de 3 kN. Puis, le desserrage débute, le couple devient négatif et la tension diminue linéairement aussi. Le couple de serrage atteint, en fin de serrage pour une tension *Q* de 3 300 N, la valeur de C_s = 8.51 N.m alors que le couple nécessaire au desserrage est de C_{ds} = -7.29 N.m. Le couple de desserrage est inférieur à celui de serrage car l'effort de tension n'est plus résistant mais devient moteur. Le coefficient de frottement mesuré au desserrage est légèrement inférieur à celui mesuré au moment du serrage.

La contrainte équivalente maximale dans le noyau de la vis, prenant en compte la sollicitation de traction et de torsion sans appliquer de coefficient de concentration de contrainte, atteint 82 MPa. La vis est donc sollicitée à hauteur de 13% de sa limite d'élasticité, ce qui est peu. En supposant un coefficient de frottement entre la platine et la plaque de 0.1, le couple entre ces deux éléments sous l'effort de tension maximum est de 14 N.m. Le couple maximal appliqué sur la poignée est donc d'environ 22.5 N.m. Il n'est pas possible d'appliquer un couple significativement plus élevé étant donné le bras de

levier déjà important de la poignée et l'importance des frottements sous la platine. Toutefois, le coefficient de frottement est constant lors de l'application du chargement : il est donc supposé que sa mesure serait inchangée si le chargement était plus élevé.

La **Figure 6.11** présente l'ensemble des résultats d'essai. Les essais sont répétés trois fois en utilisant à chaque fois une nouvelle éprouvette taraudée et une nouvelle vis. La dispersion des mesures est variable et assez élevée. Pour les filets taraudés par coupe, le coefficient de frottement est en moyenne de 0.29, ce qui est plus faible en moyenne qu'avec les filets taraudés par déformation.

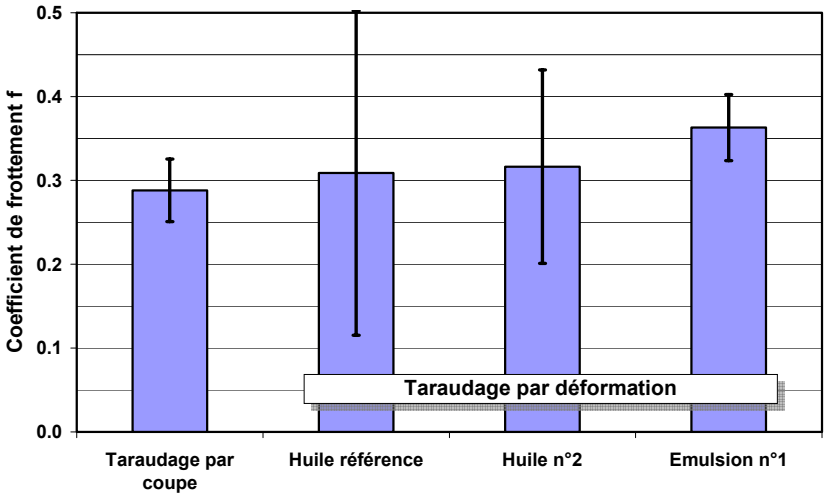


Figure 6.11 : Coefficient de frottement *f* entre la vis et le taraudage.

6.2.4 Conclusion

Les mesures de cette étude n'ont pas une répétitivité suffisante pour conclure à une différence entre les coefficients de frottement entre les taraudages et les vis. L'état des vis, entrechoquées dans leur conditionnement, est peut être à l'origine de cette dispersion.

Il n'est pas possible de conclure sur les propriétés des taraudages obtenus avec les différentes huiles. Toutefois, il n'y a pas de corrélation, même en moyenne, entre le couple de taraudage et le coefficient de frottement. La passivation de la surface par le lubrifiant, visible après taraudage par un changement de couleur du filet, n'entraînerait donc pas, après obtention du filet, une modification significative des propriétés de frottement de la surface.

En l'absence de raison particulière, si la variation des mesures est liée aux dispersions normales de tous les éléments en présence , la conclusion qui doit être tirée est qu'il n'y a pas de différence au niveau du serrage entre un filet taraudé par coupe et un filet taraudé par déformation. Cette conclusion est intéressante et permet de considérer indifféremment du mode d'obtention du taraudage la valeur du couple de serrage de la vis.

La difficulté rencontrée dans ces mesures reflète bien le problème du serrage au couple. Les deux sources d'incertitude sur la tension introduite par le serrage au couple sont la valeur des coefficients de frottement et la valeur du couple de serrage réellement appliquée avec une clé dynamométrique. De fait, il existe des techniques de serrage tels le serrage à la limite d'élasticité et la mesure de la tension dans la vis par propagation d'une onde ultrasonore.

6.3 Résistance des filets

6.3.1 Contexte et objectifs

Dans la mesure où les filets taraudés par déformation, du fait de l'écrouissage de la matière, se révèlent plus résistants, le dimensionnement d'un assemblage peut alors être reconsidéré : c'est-à-dire qu'il est possible de retenir des vis en nombre inférieur et, ou de diamètre ou de pas plus petit tout en conservant la résistance et la raideur d'assemblage souhaitées. L'objectif fixé est de caractériser la tenue en traction statique, axiale et centrée, des filets taraudés par coupe et par déformation. Le choix de cet essai implique que la vis n'est pas sous contrainte de torsion comme tel est le cas dans un assemblage après serrage de la vis. Il s'agit bien d'un essai de caractérisation du filet taraudé et non d'un assemblage.

Il est établi, dès lors qu'une vis et un écrou de même classe de qualité sont soumis à un effort de traction suffisant, que la rupture du boulon intervient par défaillance de la vis qui se cisaille au niveau du dernier pas engagé dans l'écrou. Afin de caractériser la tenue du taraudage, il est donc nécessaire de créer un déséquilibre entre la résistance de la vis et celle du taraudage. Les vis utilisées sont de dimension M12×1.5 6h, sans revêtement et de qualité HR 12.9, c'est-à-dire que leur résistance minimale est $R_{m\ min}$ = 1080 MPa. Les éprouvettes taraudées sont en acier C22 (R_m = 540 MPa) pour s'assurer de la rupture du taraudage, et en acier C35 (R_m = 610 MPa) et C70 (R_m = 920 MPa), afin de quantifier l'effet de la classe de l'acier du taraudage. D'autre part, d'autres paramètres procédés sont successibles d'influencer la résistance du filet taraudé : forme du sommet du profil du taraud, fluide, et pourcentage de filet. Les **Tableaux 6.1** et **6.2** exposent les modalités de taraudage des éprouvettes de traction. Le taraud M12×1.5 spécial est plat sur le sommet du profil, par conséquent, le pied du filet taraudé est plat lui aussi alors qu'avec le taraud M12×1,5 standard le pied du filet est un arc de cercle.

Objectif	**Effet matériau et procédé**					
Matériau	**C22**	**C35**	**C70**	**C22**	**C35**	**C70**
Procédé	Taraudage par coupe			Taraudage par déformation		
Taraud 6HX	M12×1,5			Standard M12×1,5		
Diamètre d'avant-trou	10,5 mm			11,31 mm		
Fluide	Huile de référence			Huile de référence		
Couple Moyen (N.cm)	7.70	7.65	8.26	24.2	25.7	35.5

Tableau 6.1 : Paramètres des essais avec les différents aciers.

Objectif	**Effet géométrie outil**	**Effet du lubrifiant**		**Pourcentage de filet**
Matériau	**C22**	**C22**	**C22**	**C22**
Procédé	Taraudage par déformation			
Taraud 6HX	M12×1,5 spécial	Standard M12×1,5		
Diamètre d'avant-trou	11.31 mm	11.31 mm	11.31 mm	11.28 mm
Fluide	Huile de référence	Huile n°2	Emulsion n°1	Huile de référence
Couple Moyen (N.m)	23.0	13.4	25.1	23.6

Tableau 6.2 : Essais avec l'acier C22 avec différents paramètres procédés.

6.3.2 Modèle de E.M. Alexander

Le modèle de tenue à la traction utilisé est celui de E.M. Alexander [**Ale_77**]. L'ensemble des formules des facteurs de ce modèle est explicité dans l'**Annexe VII**. Les facteurs sont les suivants :

- Facteurs géométriques : ils dépendent des dimensions du filet et de la longueur d'engagement L_e de la vis dans le filet taraudé.
  - Section de la vis soumise à la traction: A_s
  - Section du filet de la vis soumise au cisaillement : AS_s
  - Section du filet taraudé soumise au cisaillement : AS_n
- Résistance à la rupture de la vis : $R_{m\ vis}$
- Résistance à la rupture du filet taraudé : $R_{m\ tar.}$
- Rapport entre la résistance au cisaillement et la résistance à la traction : il est fixé à 0.6
- Coefficient de dilatation du taraudage : C_1. Sous l'effort de traction, l'inclinaison des flancs du filet entraîne des efforts radiaux qui déforment le boulon et modifient la valeur des sections effectivement cisaillées.
- Résistance relative entre la vis et le filet taraudé : $R_s = R_{m\ tar.}.\ AS_n / (R_{m\ vis}\ .\ AS_s)$
- Facteur de réduction de la résistance du fait de la flexion des filets : C_2 pour la vis et C_3 pour le taraudage.
- Coefficient de frottement entre la vis et le taraudage
- Couple de serrage : il est nul dans le cas de l'essai proposé

Les valeurs des coefficients C_1, C_2 et C_3 sont expérimentales. En fonction de l'ensemble de ces facteurs, les efforts à la rupture sont :

- Effort de rupture de la vis : $F_{rv} = R_{m\ vis}\ .\ A_S$
- Effort de rupture du filet de la vis : $F_{rfv} = 0.6\ R_{m\ vis}\ .\ A_S\ .\ C_1\ .\ C_2$
- Effort de rupture du filet taraudé : $F_{rft} = 0.6\ R_{m\ vis}\ .\ A_S\ .\ C_1\ .\ C_3$

La rupture intervient sur l'élément dont l'effort de rupture est le plus faible. Les travaux de E.M. Alexander recensent quatre modes de rupture, représenté **Figure 6.12** :

- Mode de rupture 1 (MR1) : rupture du noyau de la vis au niveau du dernier pas engagé. Ce type de rupture intervient lorsque la longueur d'engagement L_e est importante et que les matériaux sont de classe de qualité comparable.
- Mode de rupture 2 (MR2) : cisaillement du filet du taraudage. C'est le cas lorsqu'il y a peu de pas en prise et que la résistance de la vis est élevée ($R_s << 1$).
- Mode de rupture 3 (MR3) : cisaillement du filet de la vis. Ce mode de rupture apparaît si la longueur d'engagement L_e est faible et que la résistance du taraudage est élevée ($R_s >> 1$)
- Mode de rupture 4 (MR4) : déformation plastique des filets de la vis et du taraudage. Dés lors que la résistance du filet intérieur et du filet extérieur sont semblables (R_s **º** 1), il n'y a pas de rupture de l'un plus que l'autre. Les deux filets se déforment plastiquement et se couchent au contact de l'autre.

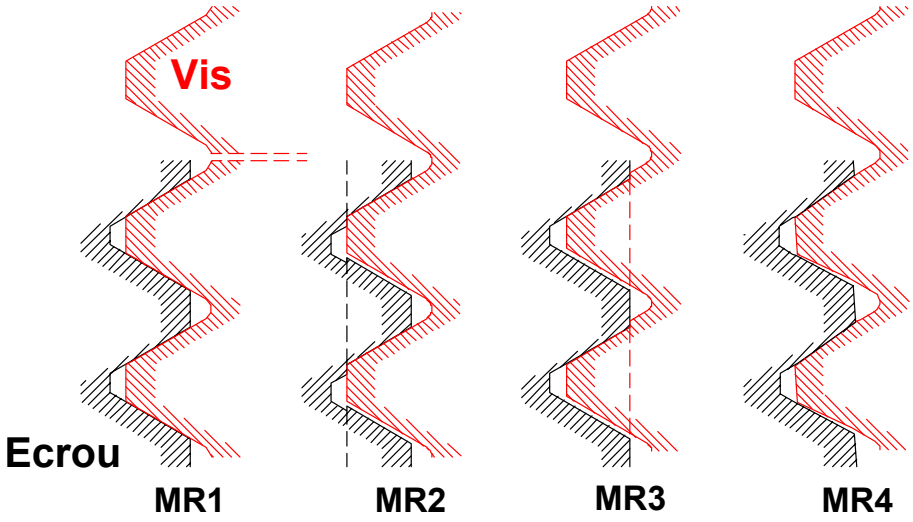


Figure 6.12 : Schéma des différents modes de rupture à la traction des éléments d'un boulon [**Ale_77**].

La caractérisation du filet taraudé indépendamment de la vis est possible uniquement si la rupture s'effectue suivant le mode MR2.

Il est choisi de pratiquer les essais d'arrachement sur des éprouvettes dont la hauteur filetée est limitée à L_e = 3 mm, c'est-à-dire à deux fois le pas. Ainsi, la section du filet soumis à l'épreuve est complète sur un tour entier et incomplète sur deux portions d'un tour. La préparation des éprouvettes est décrite en **Annexe VII**.

Les résultats de l'application numérique du modèle de E.M. Alexander au cas des filets M12×1.5 en C22, C35 et C70 sont dans le **Tableau 6.3**. Ces valeurs prédisent la rupture du filet du taraudage pour les deux premiers aciers, et la rupture du filet de la vis pour le troisième ce qui s'explique dans ce cas par le fait que R_s est supérieur à 1.

Filet	**D**	**P**	**L_e**	**C_1**	**$R_{m\ vis}$**	**$R_{m\ tar.}$**	**R_s**	**C_2**	**C_3**	**F_{rft}**	**F_{rfv}**	**F_{rv}**
M12×1.5	mm	mm	mm		MPa	MPa				kN	kN	kN
C22	12	1.5	3	0.73	1080	540	0.73	0.90	0.98	24.99	31.25	87.55
C35	12	1.5	3	0.73	1080	610	0.83	0.90	0.94	27.19	31.25	87.55
C70	12	1.5	3	0.73	1080	920	1.25	0.99	0.90	39.01	34.36	87.55

Tableau 6.3 : Détermination des efforts de rupture avec le modèle de E.M. Alexander.

6.3.3 Résultats des essais d'arrachement

6.3.3.1 Essai avec les aciers C22, C35 et C70

La procédure des essais d'arrachement est expliquée en **Annexe VII**. La **Figure 6.13** est un tracé de l'effort de traction pendant des essais sur des filets en acier C22 taraudé par coupe et par déformation. L'effort de traction augmente quasi linéairement jusqu'à atteindre un maximum à partir duquel la rupture s'amorce. Dans ces deux cas, la rupture qui apparaît est bien le cisaillement du filet intérieur (MR2) comme prédit par le modèle. Il existe un deuxième maximum local de l'effort de traction - qui s'explique par le fait que la rupture s'opère sur la première partie du filet qui encaisse un maximum d'effort - puis se propage au reste du filet. Il est aussi possible que la vis se mette de travers et s'arc-boute dès lors qu'une partie du filet s'est rompu, il en résulte un couple issu de la répartition non uniforme des efforts sur la périphérie de la vis.

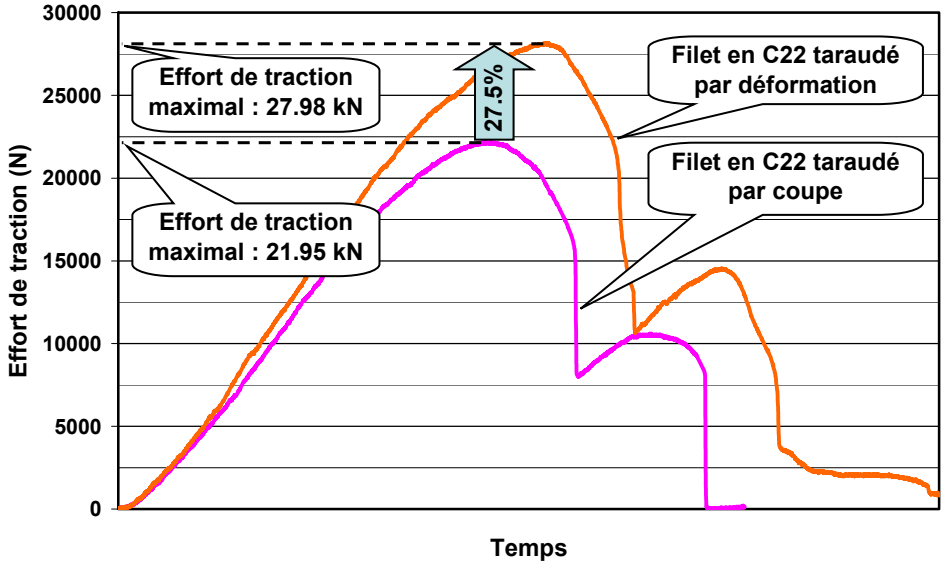


Figure 6.13 : Courbe d'effort en traction sur les filets.

Le modèle prédit la rupture du filet obtenu par coupe sous 24.99 kN, qui a lieu en fait à 21.95 kN. Dans ce cas, la précision du modèle est de 14% ce qui est satisfaisant. L'effort à la rupture du filet taraudé par déformation est de 27.98 kN. Le gain est de 27.5% en moyenne après répétition des essais. L'écrouissage de la matière opère donc bien un renforcement du matériau du filet, et la présence du creux au sommet du filet n'est donc pas un handicap en terme de résistance.

Le modèle n'est pas à même d'évaluer l'effort de rupture du filet taraudé par déformation, car la valeur de la résistance mécanique utilisée par le modèle ne tient pas compte de l'écrouissage de la matière du filet, qui au demeurant est non uniforme dans la section cisaillée. Par calcul inverse, une contrainte de cisaillement moyenne est toutefois calculée. Elle est de τ_{moy} = 380 MPa pour le filet formé contre τ_{moy} = 270 MPa pour le filet coupé, soit une différence de 41%.

L'examen au MEB, **Figure 6.14**, des faciès de rupture révèle la présence de nombreuses cupules, synonymes de rupture ductile et intergranulaire. Le plan de cisaillement sur la partie inférieure de l'éprouvette présente des zones lissées où les cupules ne sont plus visibles. Vraisemblablement, ces zones sont à nouveau déformées plastiquement en surface par le glissement du filet cisaillé et de la vis, ce qui confirme l'hypothèse précédente de la vis qui s'arc-boute.

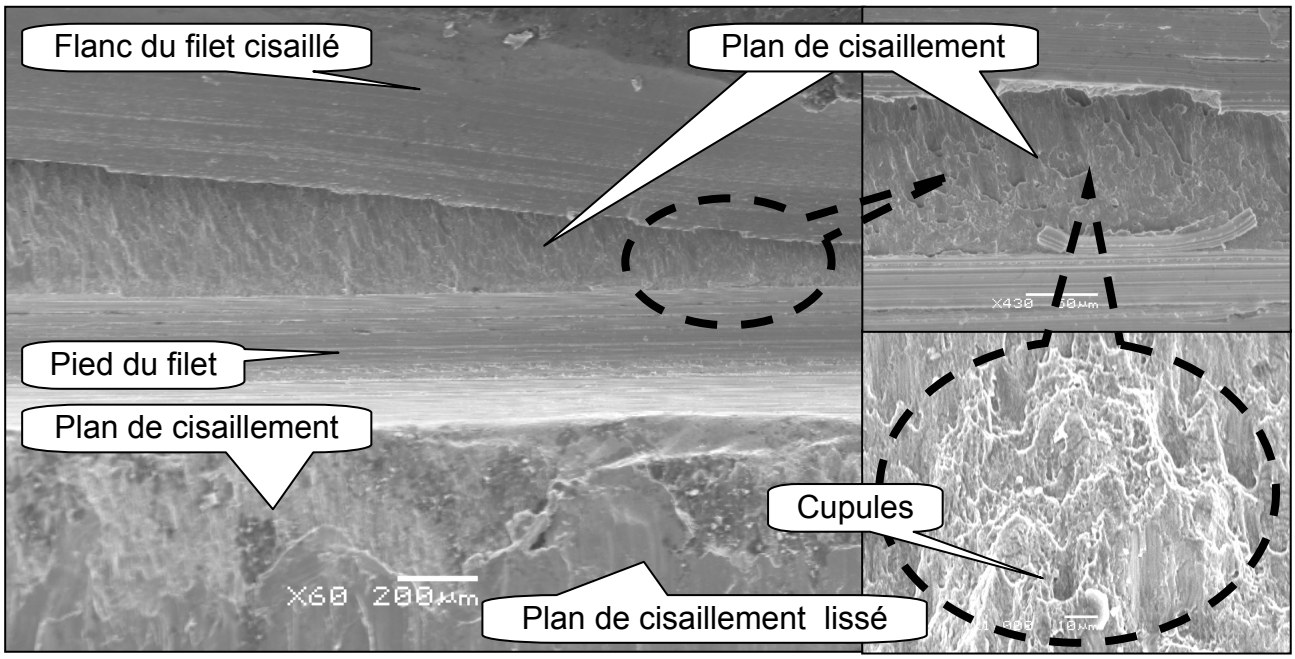


Figure 6.14 : Faciès de rupture des filets taraudés par déformation en C22.

La **Figure 6.15** présente les résultats pour les trois aciers. Il est possible de cisailler les filets en acier C35 taraudé par coupe, conformément au modèle avec une précision de 5%. Les faciès sont identiques quel que soit le procédé de taraudage dans l'acier C22 et dans l'acier C35 taraudé par coupe. Par contre, les essais d'arrachement avec les filets en C35 taraudés par déformation conduisent à un endommagement réciproque de la vis, dont le filet est couché, et du taraudage, dont le filet est cisaillé. Il y a bien un gain de résistance avec le taraudage par déformation dans l'acier C35, puisque l'effort de traction maximale est supérieur ; toutefois la mesure qui est faite n'est pas indépendante de la vis. La caractérisation de ce filet taraudé ne pourrait se faire qu'avec une vis de résistance plus élevée.

Les essais de traction sur les filets en acier C70 conduisent à l'endommagement de la vis et l'effort de traction maximal est voisin de 35 kN, quel que soit le procédé de taraudage utilisé. Le modèle prédit un cisaillement du filet de la vis à 34.36 kN ; toutefois le taraudage est endommagé lui aussi. Comme dans le cas du filet en C35 formé, il est probable que le passage successif des pas du filet de la vis initialement dégagés, c'est-à-dire des pas situés au niveau de la gorge de l'éprouvette (cf. **Annexe VII**), sur le filet taraudé conduit à le déformer plastiquement. Etant donné l'état de déformation de la vis et du taraudage après l'essai, il est difficile d'établir si la rupture du filet de la vis intervient initialement avec ou sans endommagement du taraudage, avant le passage du reste de la vis. Toutefois, les filets taraudés par déformation en C70 présentent un endommagement inférieur à ceux taraudés par coupe, seul le haut du filet où il y a le creux est déformé.

Dans le cas du taraudage de l'acier C70, le gain de résistance n'est donc pas caractérisé et ne constitue pas un argument pour le choix du procédé de taraudage par déformation.

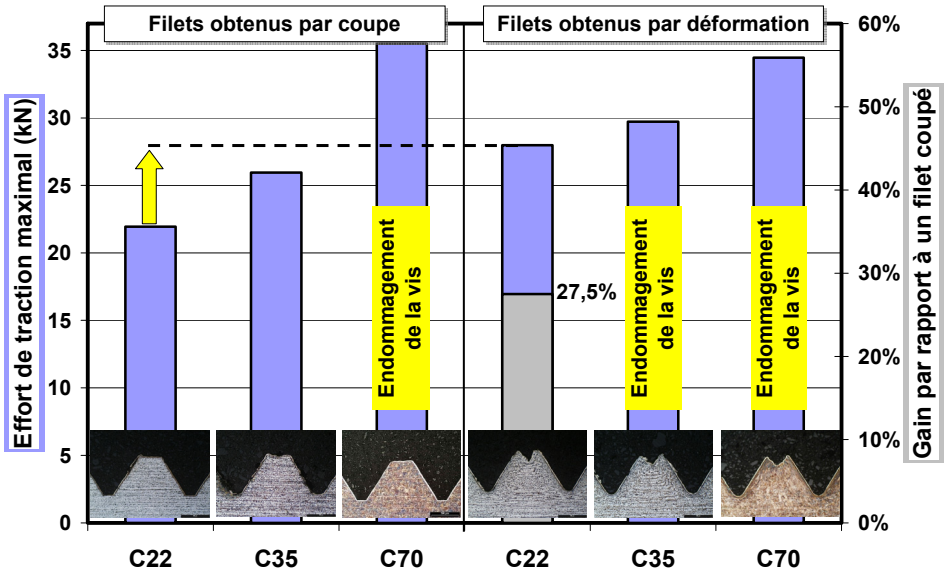


Figure 6.15 : Résultats de l'arrachement de filets dans les aciers C22, C35, C70.

6.3.3.2 Essais avec l'acier C22 taraudé avec différents paramètres

Les résultats des essais d'arrachement des filets en acier C22 taraudés suivant différentes modalités sont présentés **Figure 6.16**. La résistance des filets en acier C22 obtenus par coupe lors des essais précédents constitue la référence pour le calcul du gain de résistance. La rupture de la vis n'a jamais lieu lors de ces essais.

L'utilisation du taraud spécial donne au filet une résistance accrue de 25.5 % soit un gain 2% inférieur à celui des filets obtenus avec le taraud ordinaire. La répétitivité de ces essais est bonne et la différence de résistance est caractérisée. La rupture apparaît bien au niveau du diamètre maximum de la vis, comme pour les filets coupés, et non au niveau du pied du filet malgré la petitesse des rayons de raccordement et la concentration de contrainte qui en découle. Si le rayon au pied du filet n'est donc pas impliqué directement dans sa rupture, il est possible qu'il change la flexion du filet sous l'effort de traction, ce qui modifierait donc indirectement sa résistance.

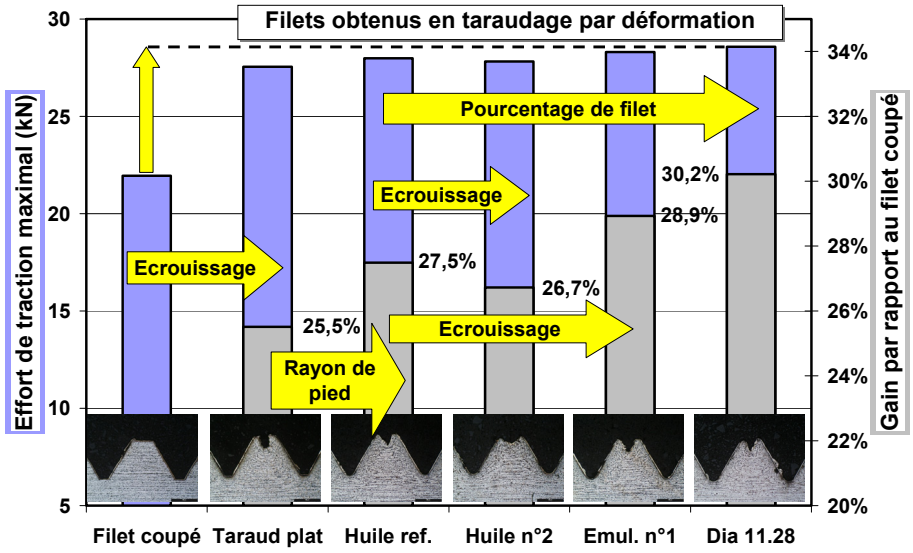


Figure 6.16 : Résultats de l'arrachement de filets en aciers C22.

Il est établi au **§4.2.4.1** que moins un fluide est performant, plus la dureté du filet est élevée. Dans le cas de l'acier C70, l'augmentation de dureté avec l'huile n°2, très performante, est de 46% à 15 µm du pied du filet alors qu'elle est 96% avec l'émulsion n°1. D'autre part, l'étude de l'influence des matériaux au **§4.1.5** montre que l'augmentation de dureté à 50 µm est plus élevée dans un filet en acier C22 (%HV = 107%) que dans un filet en acier C70 (%HV = 36%), cf. **Tableau 4.1**. Par conséquent, l'écart entre l'écrouissage des filets en C22 taraudés par déformation avec différents fluides est donc très important. Malgré cela, il apparaît que la résistance de ces filets est comprise en 27.8 kN et 28.3 kN et donc diffère peu. Toutefois, la hiérarchie des fluides pour couple décroissant (émulsion n°1, huile de référence, huile n°2), correspond bien à l'ordre de résistance des filets. Cependant, la répétitivité de ces essais d'arrachement est de l'ordre de grandeur de l'écart de résistance, la conclusion est donc qualitativement fondée mais quantitativement incertaine.

L'écart entre le fort effet du fluide sur le couple de taraudage et le faible effet sur la résistance peut s'expliquer par le fait que l'augmentation de dureté des filets est élevée proche de l'interface matière-outil, mais qu'au cœur du filet la différence n'est pas aussi prononcée.

Un diamètre d'avant-trou de 11.28 mm au lieu de 11.31 mm conduit à des filets plus résistants de 2.5%. Dans les deux cas la section cisaillée de ces filets est identique et les raisons de cette différence tiennent à deux choses. La première est que l'écrouissage est plus important dès lors que le filet est davantage formé. Les essais précédents montrent toutefois que l'effet de l'écrouissage est faible. La deuxième tient au fait que la section du filet est plus importante et donc que la déformation en flexion du filet sous l'effort de traction est plus faible.

6.3.4 Conclusion

Cette étude montre que les filets formés ont une résistance plus importante que celle des filets coupés. Ce gain est caractérisable dans le cas des aciers doux tel que l'acier C22 où il est compris entre 25% et 30% suivant les modalités et dans les conditions d'essais testés.

Quels que soient les paramètres de taraudage par déformation, la résistance du filet varie d'au plus 5%. Il n'est pas nécessaire de tarauder avec un diamètre d'avant-trou minimal pour assurer la résistance des filets alors qu'elle est au moins 25% plus élevée que celle des filets obtenus par coupe qui ont servi de base pour le calcul de dimensionnement. D'autre part, diminuer le diamètre d'avant-trou a pour conséquence d'augmenter fortement le couple de taraudage et de diminuer la durée de vie de l'outil.

Dans le cas d'un acier C70, le choix du taraudage par déformation n'apporte rien du point de vue de la résistance de l'assemblage. Le choix de cette technique de taraudage doit se justifier par d'autres considérations, coté produit telle que la qualité du filet, ou coté procédé telles que la fiabilité et la durée vie des outils.

L'utilisation du taraudage par déformation peut donc être intégré au moment des calculs de dimensionnement de l'assemblage par les bureaux d'études qui notifient au bureau des méthodes l'utilisation de cette technique à la place du taraudage par coupe. Du point de vue du dimensionnement, deux stratégies sont possibles. Il est possible de réduire les dimensions du filet retenu pour assurer la résistance, par exemple, dans le cas du taraudage d'un carter en alliage léger. Cela permet aussi de diminuer le poids de

l'ensemble. La seconde consiste, par exemple, dans le cas d'un écrou en acier à remplacer un acier correspondant à une classe de qualité donnée par un acier de classe inférieure et assurer la résistance. Cela ce traduit par une économie sur l'acier. Le cahier des charges doit alors être formulé en terme d'effort résistant et non de classe de qualité.

CONCLUSION

Le taraudage par déformation vs le taraudage par coupe

Les deux procédés de taraudage sont en concurrence dans la mesure où il est possible de choisir l'un au dépend de l'autre. Ces travaux sur le taraudage par déformation sont donc l'occasion de le comparer en plusieurs points au taraudage par coupe. Le tableau suivant résume différentes caractéristiques de ces deux procédés. Elles sont appréciées de manière qualitative et la plupart sont quantifiées dans ces travaux de recherche.

Caractéristiques	Taraudage par coupe	Taraudage par déformation
Présence de copeaux	oui	non
Couple de taraudage	plus faible	plus grand
Fiabilité du procédé	moins bonne	meilleure
Durée de vie des outils	plus faible	plus élevée
Sensibilité au diamètre d'avant-trou	plus faible	plus grande
Importance du lubrifiant	plus faible	plus grande
Taraudage des aciers à 60 HRC	oui	non
Qualité géométrique des filets	moins bonne	meilleure
Couple de serrage	aucune différence constatée	
Résistance mécanique des filets	plus faible	plus élevée

(Avantages)

Le plus grand avantage que confère le taraudage par déformation, du point de vue du procédé, est l'absence de copeau pouvant perturber l'opération. Le taraudage par déformation peut être une alternative au taraudage par coupe des matières conduisant à des copeaux collants, telles que des alliages d'aluminium. Ce procédé permet aussi de s'assurer qu'il n'y a pas de copeau en fond de trou taraudé, qui peut provoquer par la suite une défaillance du système en fonctionnement dans lequel s'intègre la pièce taraudée.

Une opération de taraudage par déformation entraîne un couple plus important. Cela fait partie des inconvénients de ce procédé. Par conséquent, dans certaines applications, il n'est pas possible d'employer ce procédé du fait d'un couple insuffisant à la broche, d'un montage d'usinage insuffisamment rigide ou d'une pièce déformable.

Malgré un couple plus important, l'absence de goujure et d'arête de coupe sur les tarauds par déformation fait que ces outils sont plus robustes, leur durée de vie est donc plus élevée et le procédé est plus fiable. Ces points n'ont pas été directement quantifiés dans ces travaux mais sont constatés lors d'échanges avec des entreprises.

Le diamètre d'avant-trou s'avère être un paramètre encore plus critique en taraudage par déformation, dans la mesure où la prédétermination est incertaine du fait de la méconnaissance de la forme du creux au sommet du filet. En taraudage par coupe, le diamètre d'avant-trou correspond au sommet du filet et il n'a pas d'incertitude sur la valeur souhaitée.

Conclusion

L'essai de deux huiles donnant lieu à des couples très différents en taraudage par déformation entraîne un couple semblable en taraudage par coupe. Le choix du fluide pour le taraudage par déformation s'avère donc primordial pour la tenue de l'outil.

Le taraudage par coupe permet, avec des outils en carbure micro grain, l'obtention de filets dans des aciers durcis à 60 HRC. Le taraudage dur par coupe est utilisé de manière marginale car c'est une technique très délicate à maîtriser, toutefois l'obtention d'un filet par déformation n'est pas possible.

La qualité géométrique des filets formés est supérieure à celle des filets par coupe. Cela tient notamment à un meilleur contrôle du mouvement du taraud, à l'impossibilité de recouper le filet et à la géométrie d'outil.

La résistance des filets obtenus par déformation s'avère plus élevée du fait du renforcement de la matière. Cette propriété ouvre de nouvelles possibilités de dimensionnement des assemblages impliquant des trous taraudés dans des aciers doux et mi-durs ou des alliages légers.

Etant donné la fonction d'assemblage d'un trou fileté, le choix d'un des procédés de taraudage implique autant des aspects procédés que des aspects de conception. Il doit donc se faire en collaboration entre les bureaux des méthodes et les bureaux des études. Les bienfaits du taraudage par déformation par rapport au taraudage par coupe sont multiples, notamment économiques vu la durée de vie des outils. Le choix de cette technique quand elle est adaptée à une application est alors un moyen de progrès.

Le procédé de taraudage par déformation est sous-utilisé en France alors que le procédé est maîtrisé et qu'il permet des gains réels par rapport au taraudage par coupe. Les réticences à l'employer davantage ne sont pas uniquement liées aux nouvelles compétences qu'il convient de développer et d'établir. Le problème est aussi « culturel » : il existe des entreprises qui refusent d'utiliser le taraudage par déformation alors que certains de leurs sous-traitants l'utilisent sans complexe. L'absence de norme française et internationale sur la qualification de filet taraudé par déformation, alors qu'il existe une norme allemande (DIN 13-50), constitue un verrou important pour le développement de cette technique. La validation de la forme de filet avec des critères normalisés permettrait sans aucun doute à faire mieux accepter le taraudage par déformation.

L'étude mécanique et métallurgique du taraudage par déformation & perspectives

La spécificité des filets taraudés par déformation réside dans leur forme et leurs propriétés métallurgiques.

La formation du filet est obtenue à la suite de l'action successive de lobes. Chacun des lobes cause un écoulement plastique tridimensionnel de la matière. Les états intermédiaires du filet sont identifiés et l'évolution progressive de l'écrouissage de la matière est quantifiée. L'écoulement global entre l'état initial, le trou lisse, et l'état final, le filet formé, est caractérisé expérimentalement. Une approche mécanistique simplifiée de l'écoulement permet la détermination des champs de déformations et de contraintes dans le filet. Ces mesures devraient être l'objet d'une comparaison avec une simulation numérique du taraudage par déformation. La simulation est aussi, a priori, le seul moyen d'identifier l'écoulement plastique de la matière sous l'action de chacun des lobes. C'est aussi l'unique outil qui permettrait de prédire la forme du creux au sommet du filet et donc

le diamètre d'avant-trou. Ces points constituent une zone non explorée dans ces travaux et une perspective incontournable. Les obstacles à la modélisation sont toutefois nombreux et importants : géométrie complexe et prise en compte du frottement.

Les différentes zones déformées mises à jour montrent une consolidation importante de la matière au pied du filet. Ceci est corrélé avec l'apparition localisée de la dégradation de l'outil au sommet des lobes les plus hauts dans l'entrée de l'outil.

Le frottement entre l'outil et la matière est un point clé comme dans d'autres procédés d'ailleurs. Il est démontré que l'écrouissabilité d'un matériau n'est pas seule responsable de la consolidation du matériau qui est source d'endommagement de l'outil. Un frottement important contribue à davantage de déformation et donc de renforcement du matériau à l'interface avec l'outil. Le frottement opère aussi des effets indirects car l'usure des tarauds n'est pas uniquement abrasive. Une déformation plastique plus intense se traduit aussi par l'apparition de plus de chaleur impliquée dans d'autres mécanismes d'endommagement. L'étude approfondie du frottement doit donc intégrer des mesures de température.

Dans le cas du taraudage par déformation des aciers avec lubrification, il est établi que l'approche du frottement ne peut pas être uniquement mécanique. La participation physico-chimique des additifs des huiles est majeure au point que la viscosité du média a peu d'effet. Les additifs soufrés s'avèrent particulièrement performants. Dans le cas des aciers prétraités, la présence d'un média semble incontournable. Toutefois, l'efficacité de revêtement apportant une lubrification solide, avec du bisulfure de molybdène par exemple, n'a pas été testée. Il est vraisemblable que cela puisse être une solution pour tarauder à sec dans des matériaux suffisamment ductiles et de faible résistance mécanique.

L'usure des tarauds est un champ d'investigation large auquel la contribution de cette étude est limitée : localisation des usures, identification de mécanisme, proposition de critères de durée de vie. Il n'existe pas de modèle de durée de vie et les normes traitant de l'usure des outils coupants ne sont pas adaptées aux tarauds par déformation.

En guise de conclusion, il convient de résumer les facteurs influençant la forme du creux au sommet qui pose tant de problèmes à faire accepter ce filet : le matériau taraudé et son comportement, le diamètre d'avant-trou, le profil du sommet des lobes du taraud, l'efficacité de la lubrification.

BIBLIOGRAPHIE

Normes

NF ISO 68-1

Filetages ISO pour usages généraux - Profil de base - Partie 1 : filetages métriques.

ISO 5408

Filetages cylindriques - Vocabulaire.

NF ISO 965-1

Filetages métriques ISO pour usages généraux – Tolérances - Partie 1 : Principes et données fondamentales.

NF ISO 965-2

Filetages métriques ISO pour usages généraux, Tolérances - Partie 2 : Dimensions limites pour le filetages intérieurs et extérieurs d'usages généraux – Qualité moyenne.

NF E03-153

Filetages métriques à filet triangulaire – Vérification des filetages par calibres à limites.

NF EN 25967

Tarauds - Nomenclature des principaux types et terminologie.

NF ISO 8830

Tarauds à machine, en acier rapide, à filets rectifiés.

NF EN 22857

Tarauds à filets rectifiés pour filetages métriques ISO de tolérance 4H à 8H à pas gros et à pas fin – Tolérance d'exécution de la partie taillée.

DIN13-50

Metrisches ISO Gewinde allgemeiner Anwendung – Teil 50 : Kombination von toleranzklassen für gefurchte innengewinde.

NORDTEST MECH 039

Tapping torque test for cutting fluid evaluation, NordTest Method, 1998.

ASTM D5619-00

Standard Test Method for Comparing Metal Removal Fluids Using the Tapping Torque Test Machine, American Society for Testing and Materials, 2000.

Ouvrages

[Han_58] M. HANSEN
Constitution of binary alloys, Mc GRAW-HILL BOOK COMPAGNY 1958.

[ManEng] S. KALPAKJIAN
Manufacturing engineering and technology, ISBN 0-201-84552-0.

[MetCut] D. A. STEPHENSON, J.S. AGAPIOU
Metal cutting: theory and practice, ISBN 0-8247-9579-2.

Publications & thèses

[Ale_77] E.M. ALEXANDER
Analysis and design of threaded assemblies, International Automotive Engineering Congress and Exposition, Detroit, February 28 – March 4, 1977.

[Aga_94] J.S. AGAPIOU
Evaluation of the effect of high speed machining on tapping, ASME Journal of Manufacturing Science & Engineering Technology, Vol. 116, pp 457-462, 1994.

[Aga_92] J.S. AGAPIOU, C-H. SHEN
High speed tapping of 319 aluminium alloy, Transactions of the NAMRI of SME, Vol. 20, pp. 197-204, 1992.

[Bel_02] W. BELLUCO, L. DE CHIFFRE
Surface integrity and part accuracy in reaming and tapping stainless steel with new vegetable based cutting oils, Tribology International, Vol. 35, pp. 865-870, 2002.

[Bit_93] G. BITTES
Contribution à la connaissance des mécanismes fondamentaux liés à l'usinabilité des aciers de construction mécanique, thèse soutenue à l'Université de Toulon, France, 1993.

[Bri_93] J-M. BRION
Contribution à l'étude des mécanismes de formation des couches de transfert non métalliques sur un outil de coupe continue d'aciers de décolletage à inclusions contrôlées, thèse soutenue à l'INPL, France, 1993.

[Cha_75] R. CHANDRA, S.C. DAS
Forming taps and their influence on production, Journal of India Engineering, Vol. 55, pp. 244-249, 1975.

[Cho_02] S. CHOWDHARY, O. BURAK OZDAGANLAR, S.G. KAPOOR, R.E. DEVOR
Modeling and analysis of internal thread rolling, Transactions of the NAMRI of SME, Vol. 32, pp. 329-336, 2002.

[Cho_03] S. CHOWDHARY, S.G. KAPOOR, R.E. DEVOR
Modeling forces including elastic recovery for internal thread forming, Journal of Manufacturing Science & Engineering, ASME, Vol. 125, pp. 681-688, 2003.

[DeC_02] L. DE CHIFFRE , W. BELLUCO
Investigations of cutting fluid performance using different machining operations, Lubrication Engineering, pp. 22-29, October 2002.

[Dom_02] J.P. DOMBLESKY, F. FENG
A parametric study of process parameters in external thread rolling, Journal of Materials Processing Technology, Vol. 121, pp. 341-349, 2002.

[Fav_77] W.A. FAVILLE, R.M. VOITIK
The falex tapping torque test machine, Lubrication Engineering, Vol. 34, pp. 193-197, 1977.

[Fle_56] C.D. FLEMMING, L.H. SUDHOLZ
A tapping test for evaluating cutting fluids, Lubrication Engineering, pp. 199-203, May-June 1956.

[Gil_84] P. GILORMINI, E. FELDER
A comparative analysis of 3 machining processes: broaching, tapping and slotting, Annals of the CIRP, pp. 19-22, 1984.

[Gro_96] V. GROLLEAU
Approche de la validation expérimentale des simulations numériques de la coupe avec prise en compte des phénomènes locaux à l'arête de l'outil, thèse soutenue à l'Université de Nantes, France, FD-82-216, 1996.

[Gui_B5560] J. GUILLOT
Assemblage par éléments filetés – Calcul, Techniques de l'Ingénieur, B5 560.

[Hai_01] C. HAIGANG
The tribological behaviours of various metallic cations in tapping of titanium alloy, Wear, Vol. 247, pp. 120-123, 2001.

[Hen_74] W.E. HENDERER, B.F. VON TURKOVICH
Theory of the cold forming tap, Annals of the CIRP, Vol. 23, pp. 51-52, 1974.

[Hon_93] H. HONG
Machinability of steels and titanium alloys under lubrication, Wear, Vol. 262, pp. 34-39, 1993.

[Iva_98] V. IVANOV
Rolling of long screws, Journal of Materials Processing Technology, Vol. 82, pp. 1-12, 1998.

[Iva_97] V. IVANOV, V. KIROV
Rolling of internal threads: Part 1, Journal of Materials Processing Technology, Vol. 72, pp. 214-220, 1997.

[Iva_97bis] V. IVANOV, V. KIROV
Rolling of internal threads: Part 2, Journal of Materials Processing Technology, Vol. 72, pp. 221-225, 1997.

[Iva_95] V. IVANOV
Prolling of rollers for thread rolling, Journal of Materials Processing Technology, Vol. 59, pp. 333-336, 1995.

[Mei_02] M. MEILLER
Etude expérimentale du frottement outil/pièce en coupe orthogonale, thèse soutenue à l'ENSAM Cluny, France, 2002.

[Nov_75] T. NOVOSEL
Tapping without chips, American Machinist, N°119, pp. 103-105, 1975.

[Pou_99] G. POULACHON
Aspects phénoménologiques, mécaniques et métallurgiques en tournage cBN des aciers durcis, thèse soutenue à l'ENSAM Cluny, France, 1999.

[Url_69] G.P. URLAPOV et al.
Fluteless taps, Machine & Tooling, Vol. 15/10, pp. 46-48, 1969.

[Zhi_65] S.I. ZHITNITSKII, O.S. ANDREAICHIKOV
Rolling tool for rolling internal threads, Machine & Tooling, Vol. 36/10, pp. 33-36. 1965.

Revues techniques

[Tra_00] Tarauder par électroérosion, c'est loin d'être une utopie, TraMetal, N°45, pp. 55-59, Avril 2000.

[Tra_00b] Taraudage : des besoins nouveaux ? Les outils suivent, TraMetal, N°50, pp. 7-12, Novembre 2000.

[Tra_01] Taraudage à grande vitesse : une option à ne pas négliger, TraMetal, N°59, pp. 7-12, Novembre 2001.

[Tra_02] Fraise à fileter : même pour les petits diamètres, TraMetal, N°65, pp. 14-18, Juin-Juillet 2002.

[Tra_03] Tarauder ou fileter à la fraise ? La décision dépend de facteurs propres à chaque atelier, TraMetal, N°77, pp. 7-12, Novembre 2003.

I MÉTHODE D'ESSAI DE TARAUDAGE

I.1 Machine-outil utilisée

L'essentiel des essais de taraudage est fait sur un Centre d'Usinage Grande Vitesse 3 axes DMC65V, **Figure I.1**, fabriqué par DECKEL MAHO GILDEMEISTER, et équipé d'une commande numérique 840D Siemens. La structure est un portique Gantry, la table est donc fixe et l'axe Z de la broche est vertical. Les caractéristiques de cette machine sont explicitées dans le **Tableau I.1** ci-dessous. La broche étant équipée d'un codeur de position, la rotation de la broche est un axe asservi en vitesse et en position et permet donc le taraudage rigide. Cette machine possède également la lubrification par le centre de la broche (23 L/min & 40 bars).

Figure I.1 : DMC 65V, MOCN GV à portique Gantry.

	Axe X	Axe Y	Axe Z
Course (mm)	650	500	500
Vitesse max (m/min)	60	60	60
Accélération (m/s²)	10	10	10
Effort de poussée max (daN)	1250	1250	1250
			Broche
	Vitesse de rotation		25 à 18 000 tr/min
	Couple maxi (N<2800 tr/min)		87 N.m
	Puissance maxi		25 kW (S1)

Tableau I.1 : Caractéristiques de la MOCN DMC65V.

I.2 Mesure des efforts

Les efforts engendrés par l'opération de taraudage sont mesurés au moyen d'une platine de mesure d'efforts 9173 fabriquée par la société Kistler. Le principe de cette platine repose sur des capteurs piézo-électriques. Cette technologie est intéressante car elle permet au capteur d'avoir une bonne sensibilité, une bonne précision, une bonne rigidité donc d'avoir une bande passante assez large. La platine 9173 est une platine dite

à 4 composantes, c'est-à-dire qu'elle mesure les efforts (F_x,F_y,F_z) suivant trois directions de l'espace et un couple (M_z).

Lors des opérations de taraudage, seuls les signaux de l'effort F_z et du couple M_z sont mesurés, l'axe vertical Z est à la fois l'axe de la broche, de l'outil et de l'éprouvette taraudée.

La chaîne d'acquisition comporte un amplificateur de charge qui a pour vocation de transformer les signaux de charge issus des capteurs piézo-électriques en une tension proportionnelle à l'effort mesuré. Le signal est alors acquis par un PC muni d'une carte d'acquisition et du logiciel d'acquisition DasyLab 7.0.

Le taraudage étant un procédé à section coupée constante, dès lors que toutes les dents sont en prise, les signaux d'efforts varient peu. La variation principale des efforts est liée à l'entrée du taraud dans l'éprouvette. La fréquence d'acquisition de la chaîne a donc été fixée à 500 Hz et les calculs ci-dessous présentent le nombre de points de mesure acquis par dent entrant dans l'éprouvette.

Hypothèses :

Taraud M12×1,5 avec 5 lobes

Vitesse : V = 14 m/min

Profondeur de taraudage : PT = 20 mm

Calculs :

$N = 1000 \times V / (\pi \times D) = 370$ tr/min

V_f = pas × N = 555 mm/min soit 9.25 mm/s

Distance axiale entre 2 lobes : DZ_{lobe} = pas / nombre de lobes = 0.3 mm

Temps pour parcourir DZ_{lobe} : $\Delta T_{lobe} = DZ_{lobe} / V_f = 3.16 \times 10^{-2}$ s

Points de mesure par lobe pendant l'entrée = Fréquence_acquisition × ΔT_{lobe} = 15 points

Temps de cycle : $T = 2 \times PT / V_f = 4.32$ s

Points de mesure pendant un cycle = Fréquence_acquisition × T = 2150 points

I.3 Architecture de l'expérience

La platine de mesure d'efforts est fixée sur la table, puis un carter est monté sur celle-ci. Il assure l'étanchéité en protégeant la platine des lubrifiants utilisés lors des opérations d'usinage. Alors un montage d'usinage dédié, fabriqué à l'ENSAM (coût 2 800 €), et utilisant des rondelles RingSpann est monté centré sur la platine. Il permet la mise en

position ainsi que le maintien des éprouvettes concentrique à la platine. Ce matériel est présenté à la **Figure I.2**.

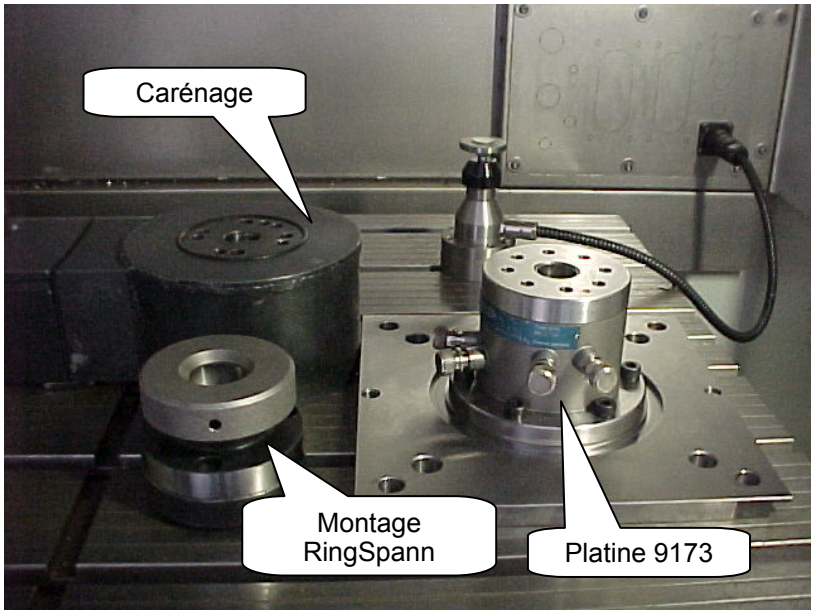


Figure I.2 : Architecture du montage.

I.4 Procédure d'essai

En grande majorité, les éprouvettes utilisées, définies dans l'**Annexe II**, sont de type I. Ces éprouvettes possèdent donc un avant-trou percé et chanfreiné à 90°. Si les éprouvettes ne sont pas préalablement percées, elles le sont donc directement sur le centre d'usinage. L'ordonnancement des opérations est donc le suivant.

- Serrage de l'éprouvette dans le montage
- Alésage avec une tête à aléser de l'avant-trou. Cela permet :
  - D'obtenir une bonne rectitude de l'avant-trou
  - De calibrer le diamètre d'avant-trou
- Soufflage et contrôle du diamètre de l'avant-trou avec un alésomètre à 3 touches
- Remplissage de l'avant-trou de taraudage avec le fluide (huile ou émulsion)
- Taraudage
- Nettoyage et découpe de l'échantillon in situ selon l'**Annexe III**, avant démontage

L'opération d'alésage n'est pas forcément pratiquée industriellement car elle entraîne un coût supplémentaire. Elle se justifie en laboratoire pour être sûr de contrôler le diamètre d'avant-trou et donc de ne pas mesurer l'effet d'une variation de ce diamètre en plus de l'effet du paramètre étudié (taraud, vitesse, huile, matériau…).

L'outil d'alésage utilisé est une tête à aléser de finition Libraflex d'EPB. Elle est équilibrable statiquement (N_{max} = 20 000 tr/min), le réglage du diamètre s'effectue par une vis micrométrique. La référence de la plaquette utilisée est CCGT 060202 26G6 en carbure revêtu TiN de nuance ISO P10-P25. Les conditions de coupe utilisées sont V_c = 160 m/min et f = 0.07 mm/tr, et l'arrosage par le centre de l'outil avec une émulsion à 5% est employé.

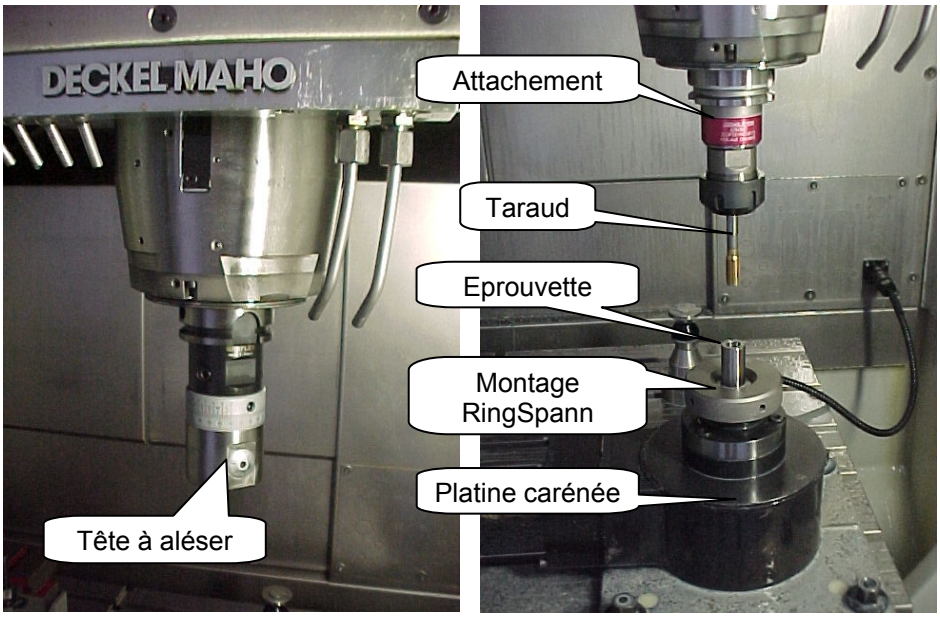


Figure I.3 : Opération d'alésage et de taraudage.

II EPROUVETTES D'ESSAIS

II.1 Eprouvette de taraudage en acier C70

L'acier au carbone C70 utilisé est fourni par la société Ascometal. Il se présente sous forme de barres laminées à chaud de diamètre 40 mm et uniquement disponible dans cette dimension. Les éprouvettes sont usinées sur un tour à CN. Le travail se fait directement dans les barres ; ainsi en décolletage il est possible de produire rapidement un nombre important d'éprouvettes. Une reprise est toutefois nécessaire pour dresser la face tronçonnée des pièces.

II.1.1 Eprouvette de Type I : essai de taraudage standard

L'éprouvette de Type I est la plus utilisée, et sert à faire divers essais du taraudage sans autre analyse sur celle-ci que des micrographies. Extérieurement, c'est un cylindre de diamètre 20 mm qui permet de positionner et de maintenir la pièce dans le montage à serrage concentrique avec les rondelles RingSpann. L'avant-trou de taraudage est percé et chanfreiné sur le tour. Pour réaliser un essai, il suffit donc d'aléser l'avant-trou et de tarauder (cf. Annexe I).

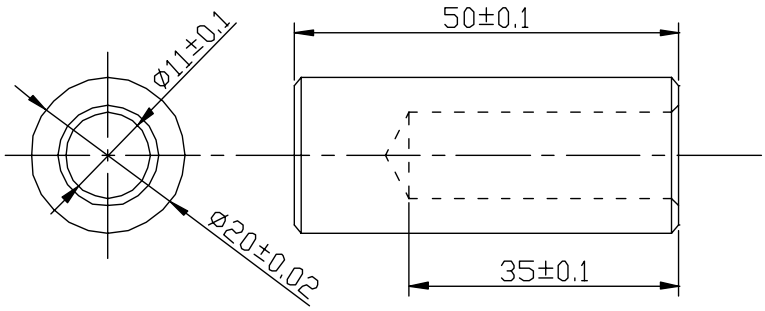


Figure II.1 : Eprouvette de Type I.

II.1.2 Eprouvette de Type II : essai d'arrachement

L'éprouvette de Type II est définie spécialement pour tester la résistance de taraudage à la traction. Ces éprouvettes sont utilisées lors des essais rapportés au **Chapitre 6**.

Elle diffère légèrement de la précédente. La prise de pièce pour le taraudage est toujours la même : centrage sur le diamètre 20 mm. Après taraudage la pièce est maintenue dans un mandrin par le diamètre 29 mm et deux méplats distants de 13 mm sont fraisés avec une fraise rayonnée (R = 1.5 mm) sur le cylindre de diamètre 20 mm. Ils permettent de tenir l'éprouvette entre 2 mors lors de l'essai de traction sur presse.

Ces éprouvettes sont aussi réalisées dans les aciers au carbone C18 et C42. Le diamètre de 29 mm est issu du dimensionnent à la limite d'élasticité de l'éprouvette en C18 (R_e = 200 MPa) pour un effort de traction maximum de la presse (10 tonnes).

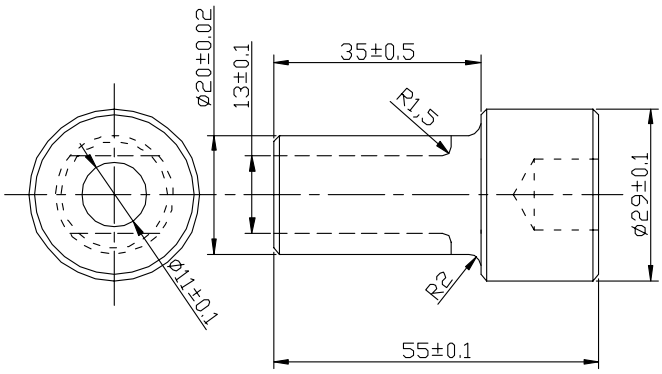


Figure II.2 : Eprouvette de Type II.

II.1.3 Eprouvette de Type III : essai de serrage

L'éprouvette de Type III est spécifique au montage permettant de mesurer le couple de frottement entre la vis et le trou taraudé. Ce montage spécial utilise aussi la platine Kistler 9173 et est défini au **Chapitre 6** avec les résultats d'essais.

La prise de pièce s'effectue aussi sur le diamètre 20 mm avec le même montage que les deux éprouvettes précédentes, ce qui permet l'opération de taraudage. Ce cylindre est alors tronçonné sur un tour CN, la pièce étant montée dans des mors doux sur le diamètre 22h7. La pièce est ensuite reprise sur le centre de fraisage, montée sur l'autre diamètre 20 mm, et l'alésage de 6 mm sur la collerette est usiné. Cet alésage permet le blocage en rotation de la pièce dans le montage de mesure de couple, le diamètre 22h7 permettant le centrage.

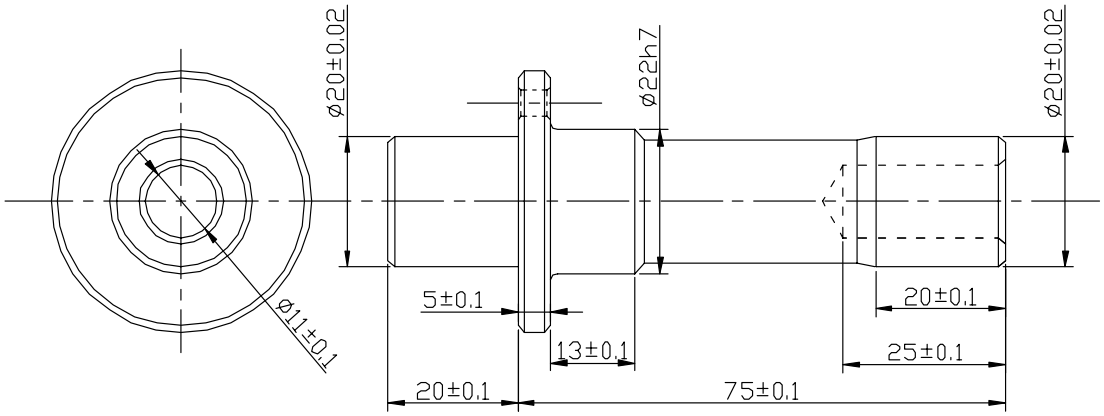


Figure II.3 : Eprouvette de Type III.

II.1.4 Eprouvette de Type IV : essai de taraudage M18

L'éprouvette de Type IV est similaire à celle de Type I. Elle permet simplement le taraudage de plus gros diamètre, tel de que le M18. Ces éprouvettes servent aux mesures par diffraction de rayons X et de figures de pôles, rapportées au **Chapitre 3.**

D'une part, cette éprouvette n'est pas adaptée au montage RingSpann du fait de ses dimensions et d'autre part, le taraudage en M18 conduit à des couples trop importants pour ce montage et pour la platine Kistler.

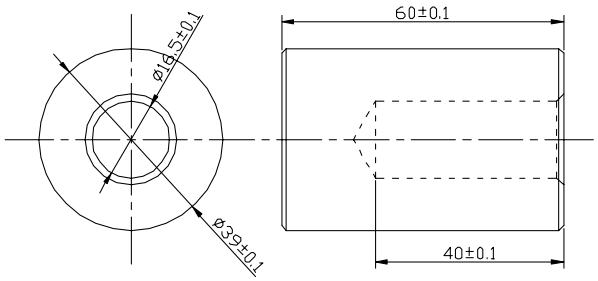


Figure II.4 : Eprouvette de Type IV.

II.2 Eprouvette de taraudage en acier 42 CrMo 4

L'acier faiblement allié 42 CrMo 4 utilisé est aussi fourni par la société Ascometal. Il se présente en barre à l'état bainitique de diamètre 80 mm.

II.2.1 Eprouvette de Type A : essai de taraudage par 12

L'acier étant fourni en barre de diamètre 80, une éprouvette de ce type permet de faire 12 essais de taraudage. L'avantage est donc d'économiser la matière et le travail de préparation des éprouvettes. Seul les essais sur l'acier 42 CrMo 4 du **Chapitre 1** sont réalisés avec ce type d'éprouvette. L'inconvénient de ce type d'essai est que l'axe du taraudage n'est pas centré sur le capteur, ce qui explique de légères ondulations du couple comme constaté par exemple **Figure 1.19**.

L'usinage préalable de ces éprouvettes comporte les opérations de pointage, perçage et chanfreinage des avant-trous de taraudage et de deux trous de fixation ainsi que le fraisage de deux références orthogonales. Pour les essais de taraudage, l'éprouvette est fixée directement sur la platine de mesure d'efforts par deux vis M8 d'entre-axe 60 mm et les références permettent de faire l'origine programme, de resituer les avant-trous de taraudage. Les essais de taraudage sont précédés d'une opération d'alésage et se déroulent selon l'**Annexe I**.

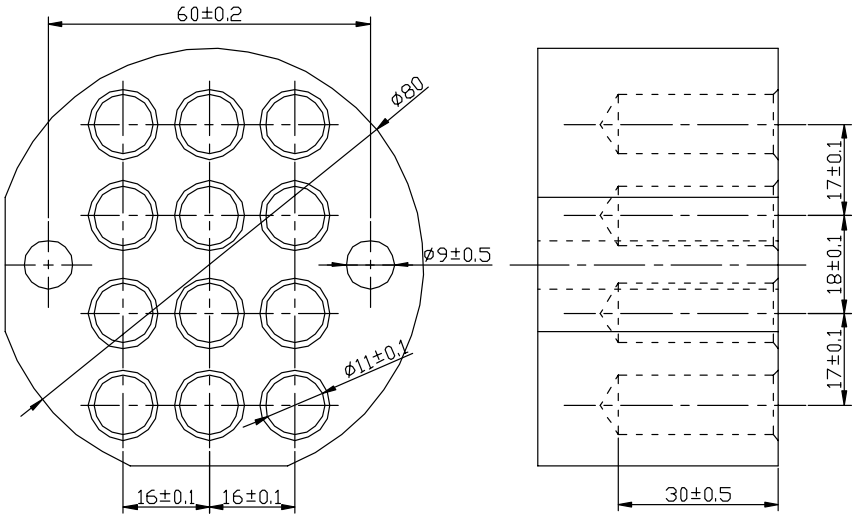


Figure II.5 : Eprouvette de Type A.

II.2.2 Eprouvette de Type B : essai de taraudage standard

Le Type B d'éprouvette est totalement identique au Type I sauf que l'acier utilisé est la nuance 42 CrMo 4. Ces éprouvettes sont utilisées pour des analyses micrographiques dans le **Chapitre 3**, ce format d'éprouvette étant plus adapté que le précédent.

II.2.3 Eprouvette de Type C : mesure du déplacement tangentiel et radial

L'éprouvette de Type C sert à l'étude de l'écoulement plastique de la matière dans la direction tangentielle et radiale au **Chapitre 3**.

L'éprouvette est composée de deux pièces assemblées par quatre vis M8. Initialement, ces deux pièces n'étaient qu'une, avant qu'elle ne soit sciée dans un plan diamétral. Les deux pièces sont ensuite usinées conformément au dessin suivant. Les surfaces d'assemblage sont rectifiées, et sont en partie dégagées afin de pouvoir les palper pour faire l'origine programme sur ce plan. Il n'y a pas d'avant-trou de taraudage percé lors de la préparation de l'éprouvette. L'éprouvette est fixée directement sur la platine Kistler au moyen de deux vis M8 d'entre-axe 60 mm.

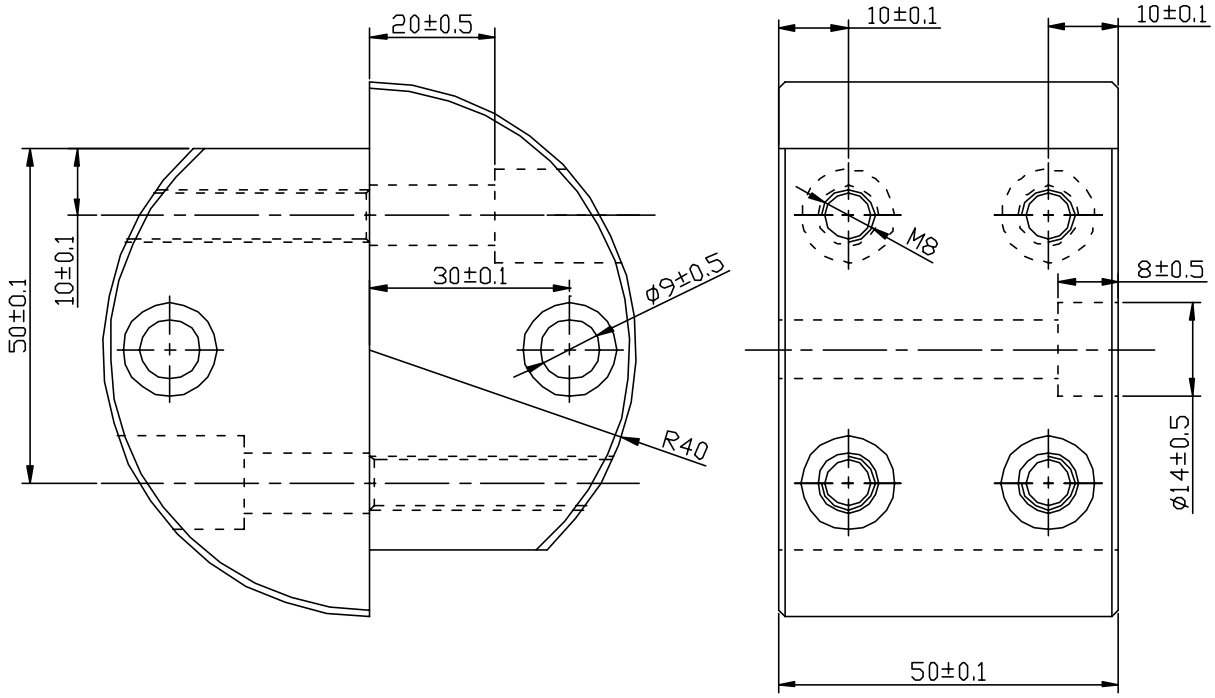


Figure II.6 : Eprouvette de Type C.

II.2.4 Eprouvette de Type D : mesure du déplacement axial

L'éprouvette de Type D est utilisée pour la mesure du déplacement axial étudié au **Chapitre 3**. Elle utilise le principe de l'éprouvette de Type C, la direction privilégiée est simplement différente.

Comme l'éprouvette précédente elle se compose de deux pièces assemblées par quatre vis M8 situées à 90°. Les surfaces d'assemblage sont aussi rectifiées. L'éprouvette est fixée directement sur la platine Kistler au moyen de quatre autres vis M8 situées à 90°

sur un diamètre de 60 mm. Il n'y a pas d'avant-trou de taraudage percé lors de la préparation de l'éprouvette. Le taraudage s'effectue au centre de la pièce.

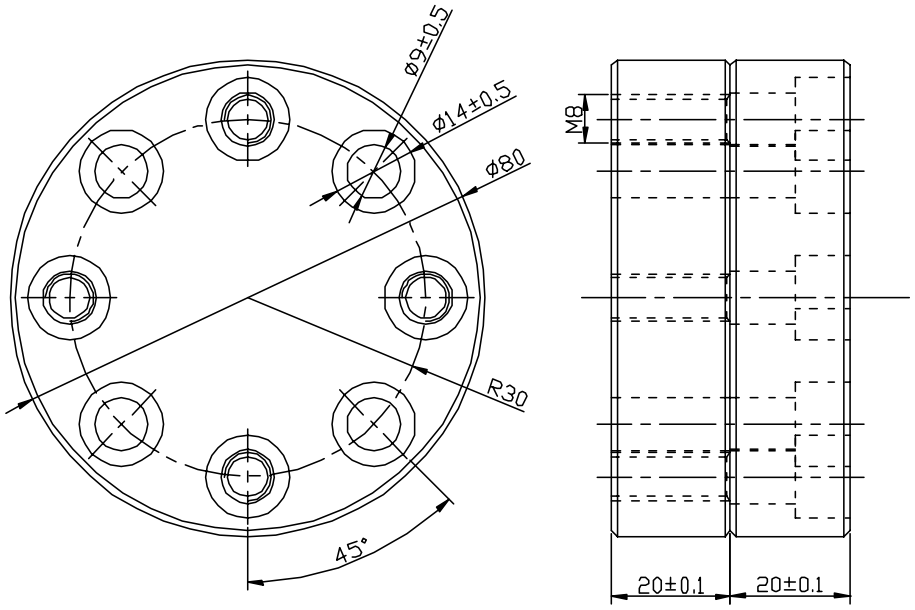


Figure II.7 : Eprouvette de Type D.

II.2.5 Eprouvette de Type E : mesure des déplacements avec la méthode des grilles

L'éprouvette de Type E est utilisée, au **Chapitre 3**, pour mesurer le déplacement axial et radial de la matière au moyen de la méthode des grilles.

Sa conception est proche de l'éprouvette de Type C, sauf que les deux pièces assemblées qui la composent sont parallélépipédiques et localisées précisément l'une par rapport à l'autre par deux pions de centrage. L'avant-trou de taraudage est percé et alésé sur le plan d'assemblage préalablement rectifié. L'assemblage est ensuite ouvert et les pièces sont disposées à plat pour permettre la réalisation des grilles par attaque chimique sur le bord du trou alésé. L'assemblage est alors remonté et le taraudage est effectué avec un mandrin compensé.

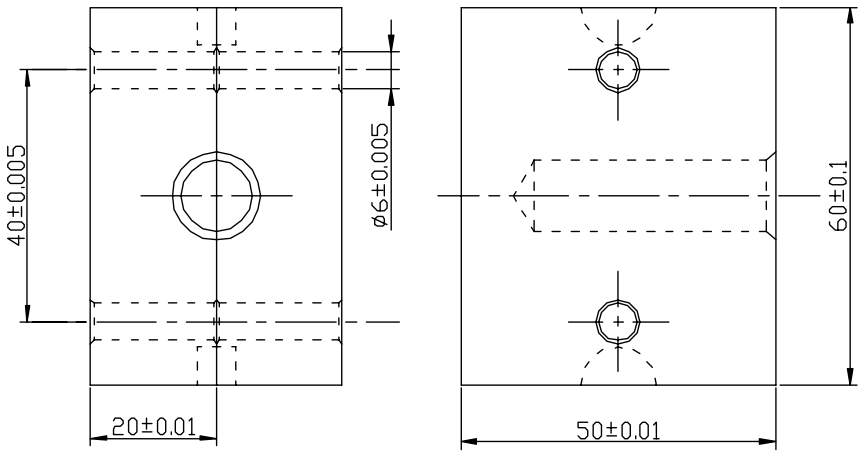


Figure II.8 : Eprouvette de Type E.

Les pions de centrage se justifient du fait que l'éprouvette est ouverte entre l'opération d'alésage et celle de taraudage. Il y a sur chaque pièce des rainures dans le plan d'assemblage qui permettent d'ouvrir l'ensemble monté légèrement serré en faisant levier avec un outil. Cette éprouvette ne peut pas être fixée sur la platine de mesure d'efforts puisqu'elle n'a pas de trou de passage de vis M8 d'entre-axe 60 mm. Elle est donc prise dans un étau.

II.3 Eprouvette de traction

Les différents essais de traction sont pratiqués sur une machine de traction INSTRON Model 1185 d'une capacité de 100 kN (10 tonnes forces). Les éprouvettes sont réalisées conformément à la norme NF A 03-151.

II.3.1 Eprouvette de traction ET1 : essais standard

L'éprouvette de traction de Type ET1 permet de caractériser des matériaux dans la limite d'une résistance à la rupture de 1270 MPa.

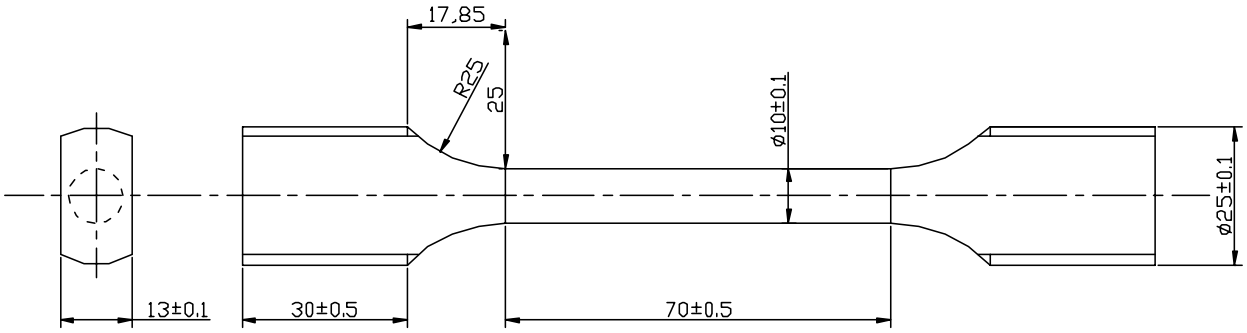


Figure II.9 : Eprouvette de traction ET1.

II.3.2 Eprouvette de traction ET2 : essais sur l'acier 40 NiCrMo 16

L'éprouvette de traction de Type ET2, avec un diamètre de 7 mm, permet de caractériser des matériaux jusqu'à un résistance à la rupture de 2600 MPa. Elle est utilisée, au **Chapitre 4**, pour l'acier 40 NiCrMo 16 traité thermiquement.

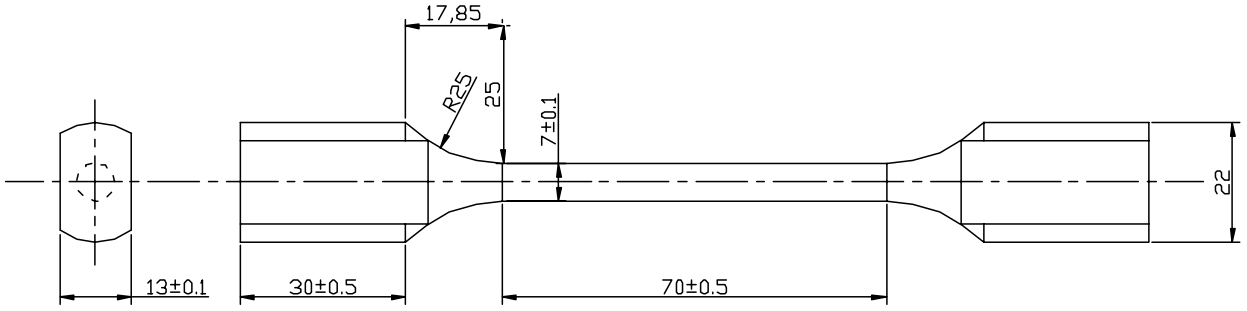


Figure II.10 : Eprouvette de traction ET2.

III PRÉPARATIONS ET DÉCOUPAGES DES ÉPROUVETTES

III.1 Préparation et enrobage des échantillons

Une bonne préparation des échantillons est nécessaire pour faire des observations de qualité, notamment aux bords des filets. Ces zones sont plus déformées et cette frontière extérieure est la surface de contact entre le filet et l'outil d'où l'intérêt qui leur est porté dans les investigations. Un enrobage suivi d'un polissage fait sans prendre de précautions particulières ne permettent pas des observations propres. L'effet de bord du polissage, la bavure issue du découpage et le ressuage du produit d'attaque dû à un mauvais enrobage, sont autant de raisons à cela. Les propos ci-dessous rapportent la méthode de préparation mise au point durant trois ans de travaux.

III.1.1 Polissage puis nickelage

Les échantillons découpés suivant les Méthodes 1 et 2 (cf. **§1.2**), sont destinés à être enrobés pour réaliser des micrographies et/ou des mesures de micro-dureté. Ces échantillons découpés en fraisage sont, avant tout autre chose, polis légèrement au moyen d'un tapis G800 de façon à rabattre et supprimer la bavure issue du fraisage.

L'opération qui suit est un dépôt chimique de nickel afin de supprimer l'effet de bord sur l'échantillon lié au futur polissage ; c'est-à-dire que l'effet de bord a bien lieu, mais sur le revêtement et non plus sur l'échantillon lui-même. Ce dépôt de nickel par voie chimique est obtenu avec le produit Enplate NI 434 E commercialisé par la société Enthone.

Pratiquement, il s'agit de mélanger les produits Enplate NI 434 EA et Enplate NI 434 EB dans des proportions stœchiométriques en solution aqueuse dans un cristallisoir. La solution est maintenue à 87°C avec une plaque chauffante avec agitateur sous une hotte en raison de la nocivité du produit. L'échantillon à revêtir est ensuite immergé dans la solution. L'épaisseur du dépôt dépend du temps de déposition. Un dépôt trop épais peut se détacher de la surface de l'échantillon du fait de l'apparition de contraintes internes au dépôt trop grandes. Un temps de dépôt d'environ une heure et demie permet d'obtenir une épaisseur suffisante pour ne pas avoir d'effet de bord.

Pour les mesures de microdureté, le revêtement permet en plus de faire des indentations plus proches du bord de l'échantillon sans affaissement de la matière.

III.1.2 Enrobage puis polissage

L'enrobage est le passage nécessaire pour ensuite avoir une bonne préhension de l'échantillon pour le polissage. Avec un bon enrobage, la résine est bien plaquée contre l'échantillon, et il n'y a alors pas de ressuage du produit au moment de l'attaque chimique qui rend impossible l'observation de constituant sur les bords.

Un enrobage à chaud avec une résine époxy donne de bons résultats. La fluidité de cette résine à chaud est suffisamment faible, et, en prolongeant le temps de chauffe, elle s'écoule bien le long des flancs et dans les creux de filets. Il n'y a quasiment pas de retrait de cette résine suite au refroidissement et l'usage de billes de verre ajoutées à la résine, pour limiter ce retrait, n'est pas forcément nécessaire.

L'enrobage fini, l'échantillon est poli de manière à ce que les grains du tapis passent de la résine au profil du filet, et non l'inverse, de manière à ne pas arracher le revêtement.

La **Figure III.1** est un exemple de micrographie préparée de la sorte, le dépôt de nickel est la couche extérieure blanche.

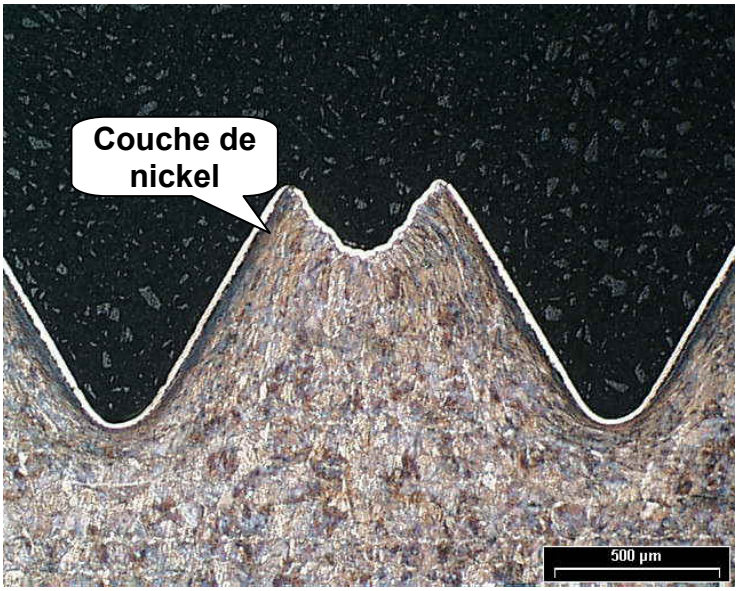


Figure III.1 : Micrographie d'un filet M12×1.5 en acier C70 préparée avec le dépôt de nickel.

III.2 Découpe des éprouvettes en fraisage

Il est nécessaire pour faire des observations métallurgiques de découper les éprouvettes de Type I (cf. **Annexe II**) suivant différentes directions. Une simple coupe d'un échantillon suivant un plan contenant son axe n'est pas évidente voire irréalisable avec une tronçonneuse utilisée usuellement pour les analyses de matériaux. En effet, la coupe ne contiendra probablement pas l'axe du taraudage et la section observée du filet sera déformée. Il apparaît donc intéressant de profiter du centre d'usinage, utilisé pour tarauder les échantillons, pour les découper en fraisage.

Les méthodes de découpe proposées ci-dessous sont utilisées pour les investigations métallurgiques, notamment au **Chapitre 3**.

III.2.1 La Méthode 1 : découpe classique en 2

La Méthode 1 est la méthode de découpe la plus naturelle. Il s'agit de découper après taraudage l'éprouvette suivant un plan contenant l'axe de celui-ci. L'échantillon n'est pas démonté du montage RingSpann et donc l'axe est parfaitement localisé. Une moitié de l'échantillon est donc fraisée par plans à Z constant avec un outil en carbure monobloc revêtu de diamètre 12 mm, comme sur la **Figure III.2**. Ensuite la pièce est tronçonnée au disque afin d'obtenir une pièce en «U» sur laquelle la section des filets est observable.

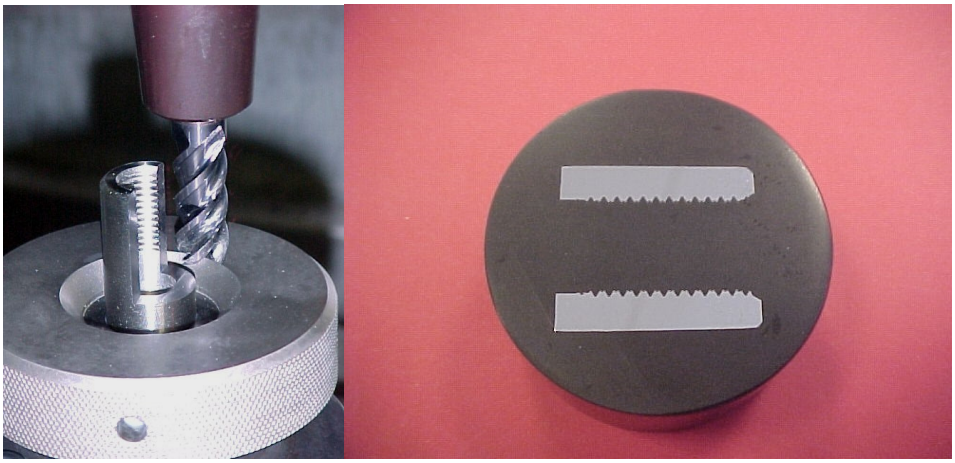


Figure III.2 : Eprouvette de Type I découpée suivant la Méthode 1.

III.2.2 La Méthode 2 : découpe en 5 suivant les lobes

La méthode 2 consiste en une découpe de l'éprouvette de Type I (cf. **Annexe II**) tous les 72°, c'est-à-dire tous les cinquièmes de tour. L'objectif est de pouvoir observer le filet suite à l'action de chacun des 5 lobes du taraud. L'échantillon, toujours maintenu dans le montage RingSpann, est fraisé suivant les directions indiquées par la **Figure III.3**. Une fraise de diamètre 4 mm usine de l'intérieur vers l'extérieur, afin de limiter la bavure, suivant 5 plans à 72° contenant l'axe du trou taraudé. Ces plans sont les surfaces observées ultérieurement. Ensuite une fraise de diamètre 6 mm vient réaliser cinq plans parallèles aux cinq précédents. L'usinage de ces plans est réalisé en travaillant de profil et en plusieurs passes étant donné le diamètre des fraises utilisées. Ce qui reste de l'éprouvette est hachuré.

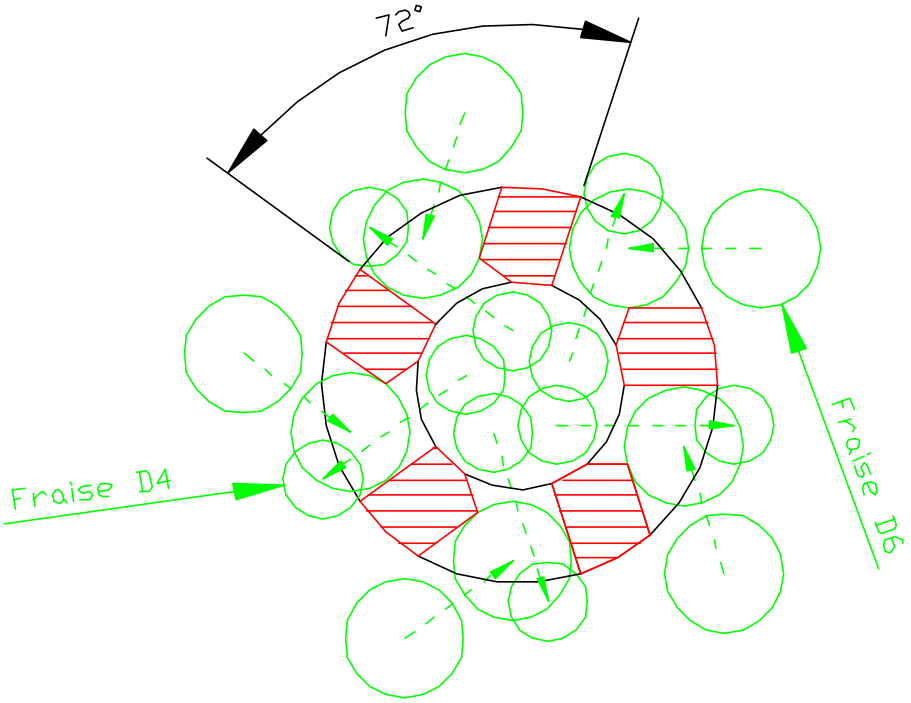


Figure III.3 : Trajectoires outil pour l découpe suivant la Méthode 2.

Les cinq tétons réalisés sont ensuite séparés du reste de l'éprouvette par tronçonnage. Les principales étapes de l'obtention de l'enrobage sont visibles **Figure III.4**.

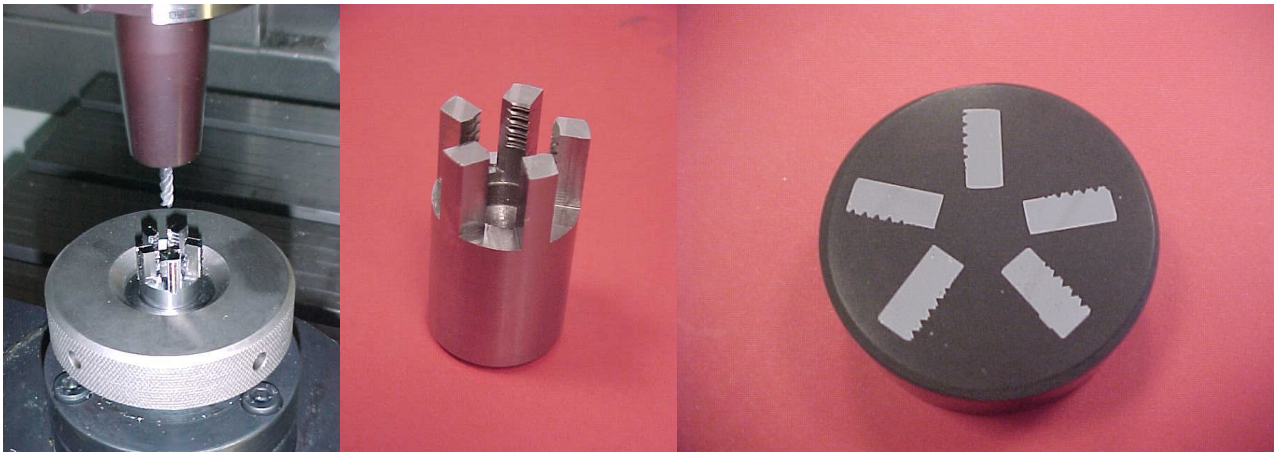


Figure III.4 : Principales étapes de la Méthode 2.

III.2.3 La Méthode 3 : découpe à 30°

Les deux méthodes précédentes permettent essentiellement l'observation du filet suivant une section contenant le profil de base. L'objectif de la Méthode 3 est de pouvoir observer localement le flanc du filet au MEB et de faire des mesures de microdureté directement sur celui-ci. L'échantillon découpé suivant ce principe n'est pas destiné à être enrobé.

Une fois taraudé, l'échantillon est fraisé en plusieurs passes suivant un plan incliné de 30° par rapport à l'horizontale. Ainsi le flanc du filet est ponctuellement parallèle au plan de découpe comme le montre la **Figure III.5**. L'éprouvette est ensuite tronçonnée afin d'avoir une pièce avec deux plans parallèles. Elle est montée au plafond sur le micro-duromètre, c'est-à-dire telle que le plan de référence est celui qui est usiné et donc l'indentation s'effectue bien suivant une perpendiculaire au flanc.

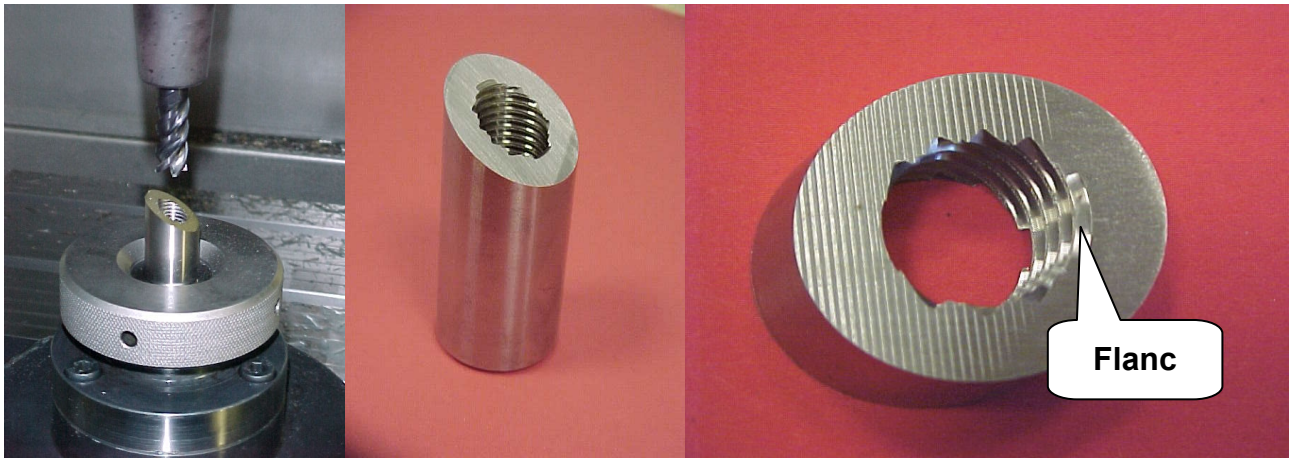


Figure III.5 : Principales étapes de la Méthode 3.

III.2.4 La Méthode 4 : découpe en hélice

La Méthode 4 est dans le prolongement de la précédente, elle consiste aussi à rendre apparent le flanc du filet, mais plus largement, c'est-à-dire sur la quasi-totalité d'un tour (**Figure III.6**). Cela est nécessaire pour avoir la surface maximale pour pratiquer la diffraction de rayons X pour la mesure des figures de pôles et de contraintes résiduelles (cf. **Chapitre 3**). Cette méthode de découpe a été appliquée à des échantillons de Type I et de Type III (cf. **Annexe II**).

Le principe d'obtention repose sur des opérations de fraisage avec une trajectoire hélicoïdale, c'est-à-dire que le centre de la fraise se déplace suivant une hélice, d'un pas égal à celui du taraudage qui est découpé. La fraise utilisée est de petit diamètre (4 mm) afin de limiter au maximum les interférences d'usinage.

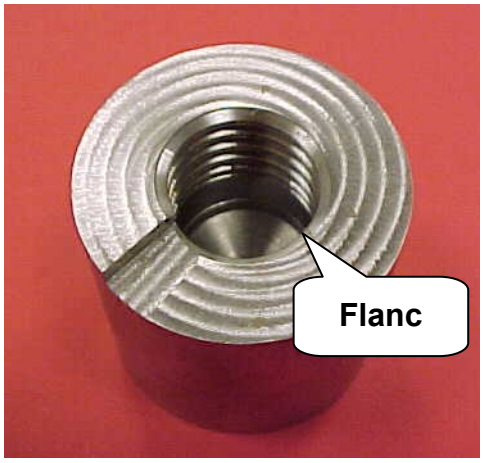


Figure III.6 : Echantillon de Type III, découpé suivant la Méthode 4.

IV CARACTÉRISTIQUES DES MATÉRIAUX EMPLOYÉS

IV.1 Acier au carbone C70

A l'état de livraison, l'acier C70 utilisé a une structure perlitique. Cet acier n'a subi aucun traitement thermique et a été utilisé pour l'ensemble des essais dans cet état. Le **Tableau IV.1** donne la composition chimique de la coulée utilisée.

Nuance	C	Cr	Mo	Mn	S	P	Si	Ni	Cu	Al	V
C70	0.678	0.102	0.028	0.576	0.062	0.006	0.223	0.085	0.136	0	0.035

Tableau IV.1 : Composition chimique en pourcentage massique de l'acier C70.

IV.2 Acier faiblement allié 42 CrMo 4

A l'état de livraison, l'acier 42 CrMo 4 utilisé a une structure baintitique. Cet acier a aussi été utilisé après un recuit, c'est-à-dire à l'état ferrito-perlitique. Le **Tableau IV.2** donne la composition chimique de la coulée utilisée.

Nuance	C	Cr	Mo	Mn	S	P	Si	Ni	Cu	Al	Sn
42 CrMo 4	0.411	1.072	0.168	0.028	0.021	0.014	0.169	0.128	0.195	0.011	0.011

Tableau IV.2 : Composition chimique en pourcentage massique de l'acier 42 CrMo 4.

L'expression de la loi de comportement de Johnson-Cook est donnée par l'équation (IV.1) et les valeurs des coefficients identifiés par V. Grolleau [**Gro_96**] pour l'acier 42 CrMo 4 sont dans le **Tableau IV.3**.

$$\sigma_{eq} = \left(A + B \cdot \varepsilon_{eq}{}^{n}\right) \cdot \left(1 + C \cdot \ln\left(\frac{\dot{\varepsilon}_{eq}}{10^{-3}}\right)\right) \cdot \left(1 - \left(\frac{T - T_{amb}}{T_{fus} - T_{amb}}\right)^{m}\right) \qquad \text{(IV.1)}$$

Nuance	A (MPa)	B (MPa)	n	C	m	T_{fus} (K)
42 CrMo 4	598	768	0.21	0.014	0.81	1790

Tableau IV.3 : Coefficients de la loi de Johnson-Cook de l'acier 42 CrMo 4.

La Figure IV.1 présente l'évolution de la contrainte équivalente en fonction de la déformation équivalente à la température ambiante et pour une vitesse de déformation fixée à 10^{-3} s^{-1}. La Figure IV.2 montre l'évolution du facteur de viscosité en fonction de la vitesse de déformation. L'évolution du facteur d'adoucissement thermique en fonction température est tracée Figure IV.3.

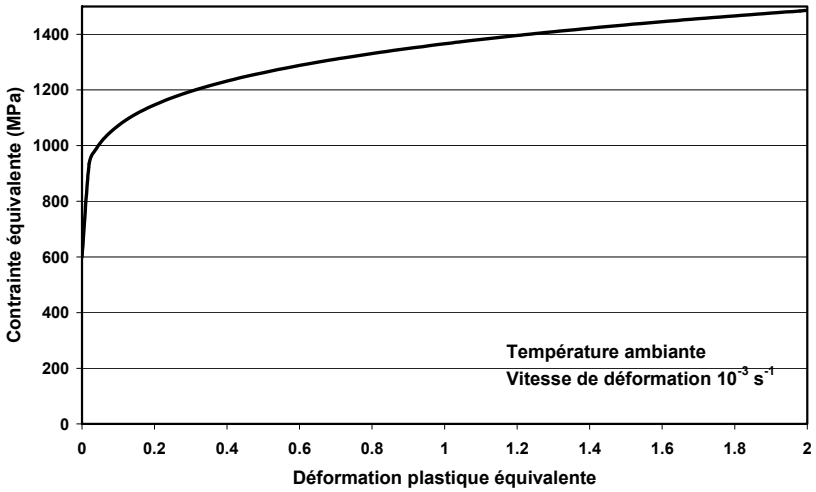


Figure IV.1 : Contrainte équivalente du 42 CrMo 4 fonction de la déformation équivalente.

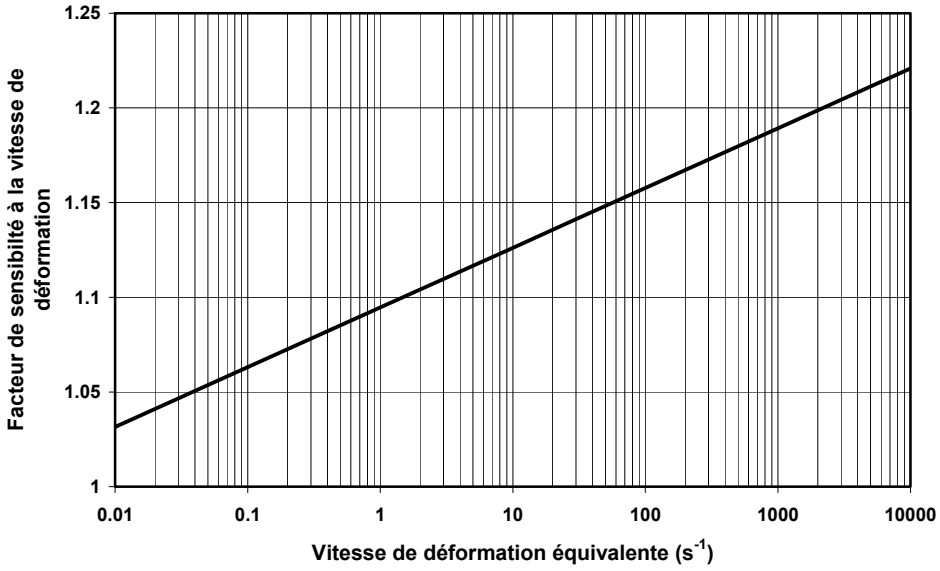


Figure IV.2 : Facteur de sensibilité du 42 CrMo 4 à la vitesse de déformation.

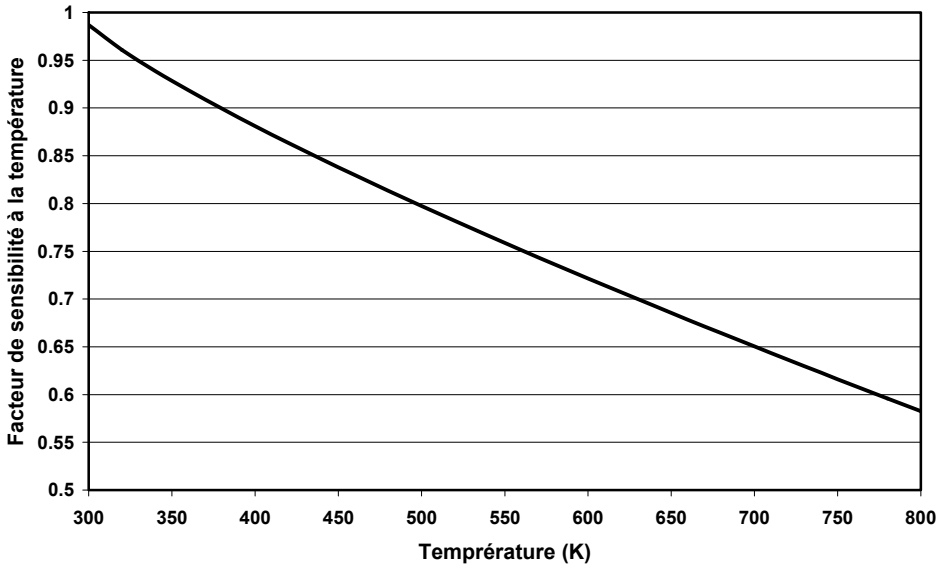


Figure IV.3 : Facteur de sensibilité du 42 CrMo 4 à la température (ou adoucissement thermique).

IV.3 Synthèse des caractéristiques de matériaux employés

Dans le **Tableau IV.4**, la grandeur n est le coefficient d'écrouissage du matériau.

Désignation	E (GPa)	R_e (MPa)	R_m (MPa)	A%	HV	n
C70	229	468	923	14%	282	0.652
42 CrMo 4 traité	229	667	946	13%	283	0.450
42 CrMo 4 recuit	210	358	666	23%	214	0.671
C12	205	307	453	38%	132	0.621
C45	200	432	688	20%	209	0.704
X 15 CrNiMn 26-10	154	255	649	50%	169	0.559
FGS 700-2	176	360	661	2%	249	0.623
FGL 250	83	143	246	0.3%	205	0.798
AlCu 4 Mg	76	259	403	10%	102	0.569
AlSi 13	75	52	162	4%	59	0.560
AlSi 7 Cu 3	71	103	253	3%	117	0.573
AlSi 7 Mg 0.6	81	227	349	13%	114	0.354
CuZn 40 Pb 1	96	238	461	19%	147	0.394
CuSn 4 Pb 2	88	120	276	12%	91	0.491

Tableau IV.4 : Caractéristiques de matériaux employés.

V TRAITEMENTS DES SURFACES POUR LA MESURE DU CHAMP DE DÉPLACEMENT

Cette annexe explicite la méthode de mesure et la succession des étapes du traitement nécessaire pour établir le champ de déplacement au **Chapitre 3**. L'appareil de mesure utilisé est décrit au **§3.3.4**. Le stylet SP 265 utilisé a un angle de pointe de 30° ; par conséquent, il talonne dès lors qu'il se déplace suivant une pente inclinée de plus de 75° par rapport à la verticale. Le cycle de mesure 3D utilisé est paramétré avec un pas de 10 μm, c'est-à-dire que la surface est connue suivant un quadrillage régulier de 10 μm.

V.1 Déplacement tangentiel

L'éprouvette de Type C utilisée pour cet essai est fraisée après taraudage afin de la rendre parallélépipédique comme sur la **Figure V.1**. La pièce est inclinée de 20° suivant deux directions ce qui permet d'éviter le talonnage du stylet sur les zones de la surface dont les pentes sont alors de 70° au lieu de 90° avant rotation de 20°. Toutefois, il y a talonnage du stylet sur les pentes opposées qui sont à -110° au lieu de -90°.

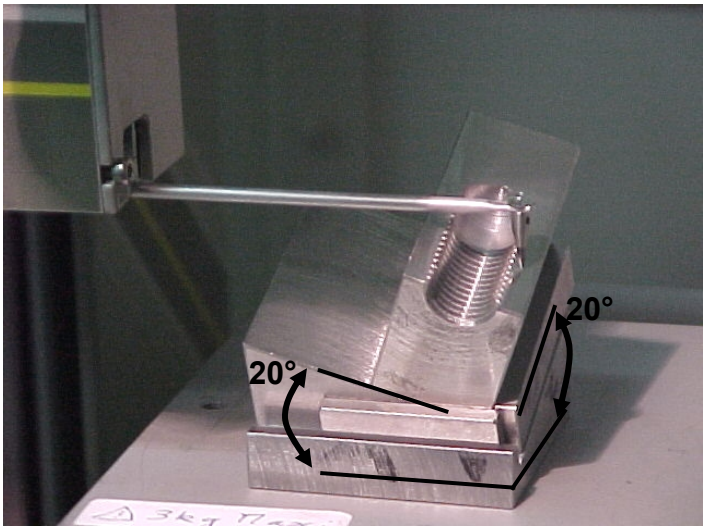
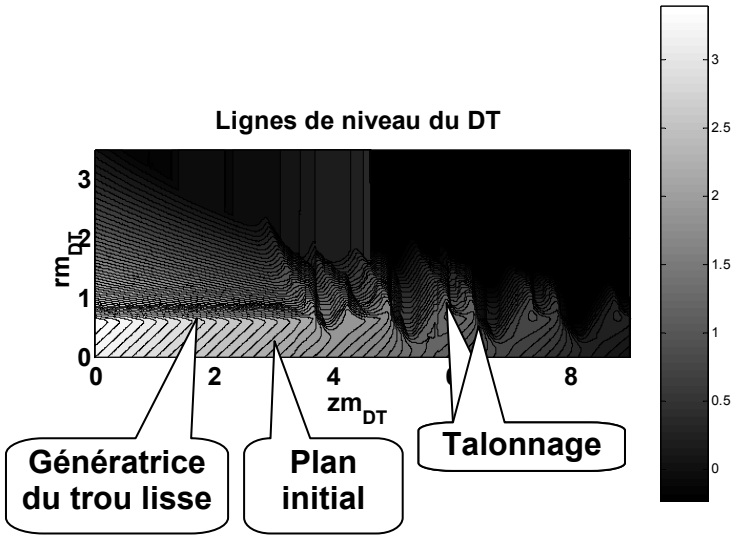
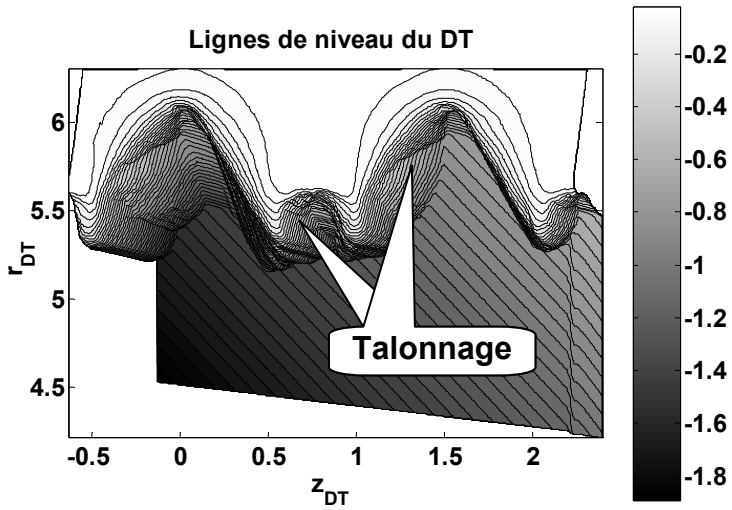


Figure V.1 : Mesure de la surface du déplacement axial.

Le **Tableau V.1** explique les principales étapes de l'algorithme de traitement de la surface mesurée. Le logiciel de traitement de l'appareil Surfascan n'ayant pas les fonctionnalités requises, le fichier de mesure est exporté et tous les calculs sont programmés avec le logiciel Matlab.

Commentaires	Surfaces du Déplacement Tangentiel (DT)
L'image ci-contre est la surface brute de mesure représentée par lignes de niveau dans le repère de mesure. De z=0 à z=4 il y a le trou lisse et au-delà le filetage. Le filet apparaît comme non symétrique. Il y a talonnage sur le flanc de gauche et sur le coté droit du creux au sommet du filet.	
La surface ci-contre est obtenue à partir de la précédente après : - rotation autour de e_r et e_z pour mettre le plan initial horizontal - rotation autour de e_θ pour aligner la génératrice du trou lisse avec e_z - prise d'origine de l'axe r le diamètre d'alésage du trou lisse étant connu - prise de l'origine en z par la détection du rebroussement au niveau du rayon du pied du filet. Du fait des rotations, la surface est définie suivant un quadrillage irrégulier.	

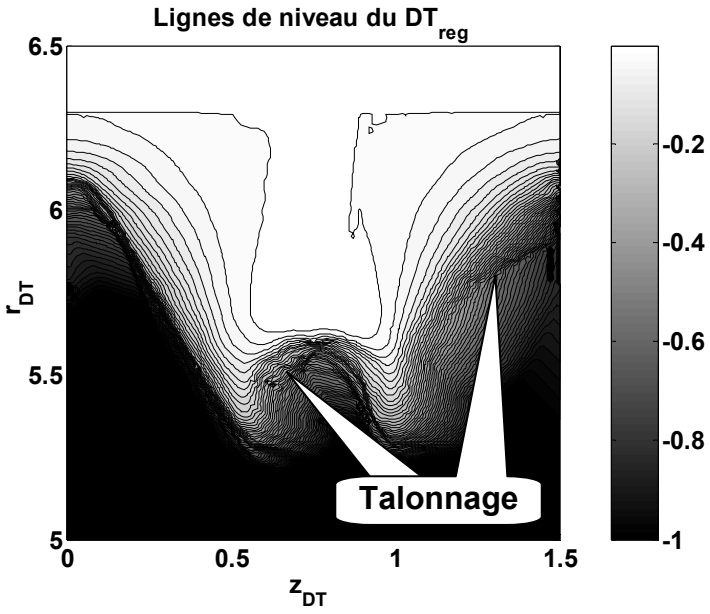
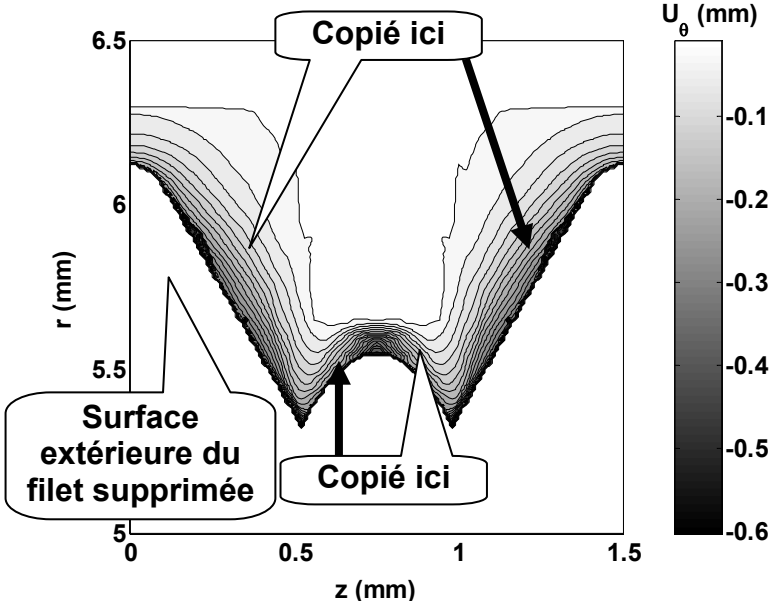
La surface ci-contre est obtenue à partir de la précédente après : - interpolation de la surface précédente suivant un quadrillage régulier (remaillage) - limitation de la surface à la section d'un filet.	
La surface finale ci-contre est obtenue à partir de la précédente après : - copiage symétrique des zones sans talonnage vers les zones avec talonnage - limitation de la surface au seul plan déformé par un gabarit dont le profil est celui du taraud.	

Tableau V.1 : Algorithme de traitement de la surface du déplacement tangentiel.

V.2 Déplacement radial

La mesure et le traitement de la surface obtenue sont quasi identiques au cas précédent. La surface brute mesurée traduit un déplacement qui est à la fois composé du déplacement radial et tangentiel. Un calcul supplémentaire permet, à partir des données précédentes, d'établir la surface du déplacement radial. Le **Tableau V.2** explicite les principales étapes de l'algorithme de traitement.

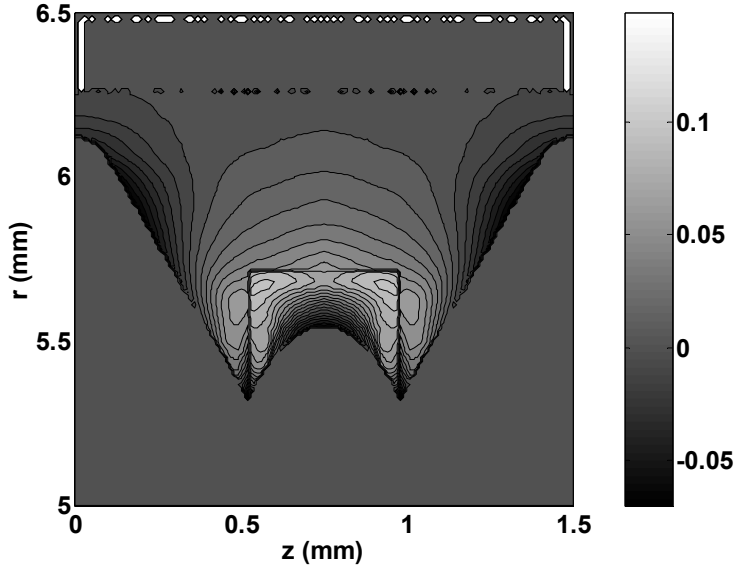
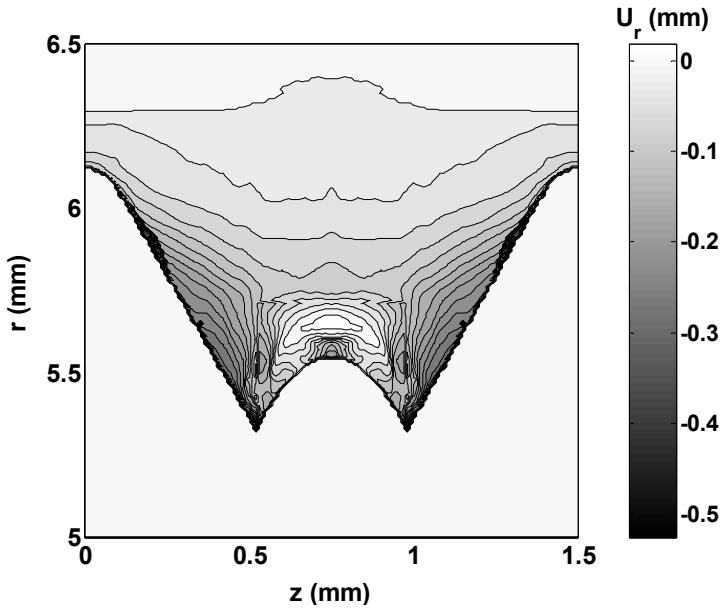
Commentaires	Surfaces du Déplacement Tangentiel (DT)
L'image ci-contre est la surface mesurée et traitée suivant le même algorithme que la surface précédente du déplacement tangentiel.	
La surface ci-contre est obtenue à partir de la précédente après calcul par projection suivant la direction e_r comme expliquer au **§3.3.5**.	

Tableau V.2 : Algorithme de traitement de la surface du déplacement radial.

V.3 Déplacement axial

La surface du déplacement axial présente une morphologie très différente des deux précédentes. La **Figure V.2** montre la mesure de cette surface.

L'extérieur de l'éprouvette est fraisé en contournage afin de constituer une référence pour localiser le trou taraudé. Le trou et le taraudage sont alors exécutés au centre de la référence. Après cela l'éprouvette est ouverte et une rainure circulaire, de centre celui de

la référence, est fraisée. Cette rainure est donc coaxiale avec le trou taraudé et est scannée en même temps que la surface déformée. Ceci permet donc de localiser le centre de trou taraudé. L'algorithme est présenté au **Tableau V.3**.

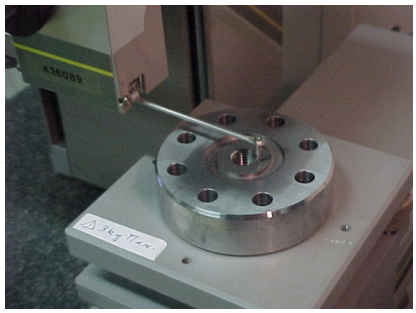


Figure V.2 : Mesure de la surface du déplacement axial.

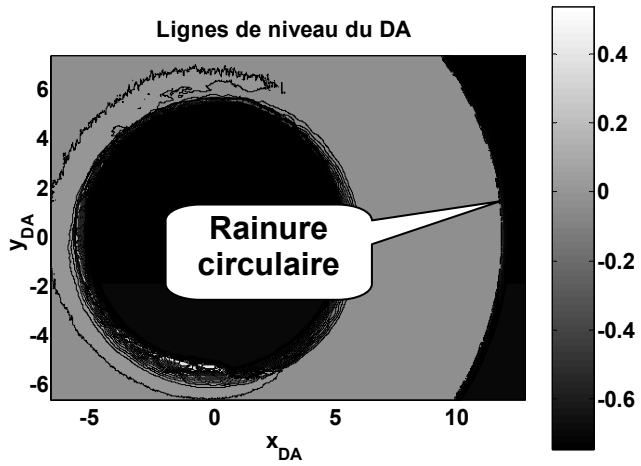
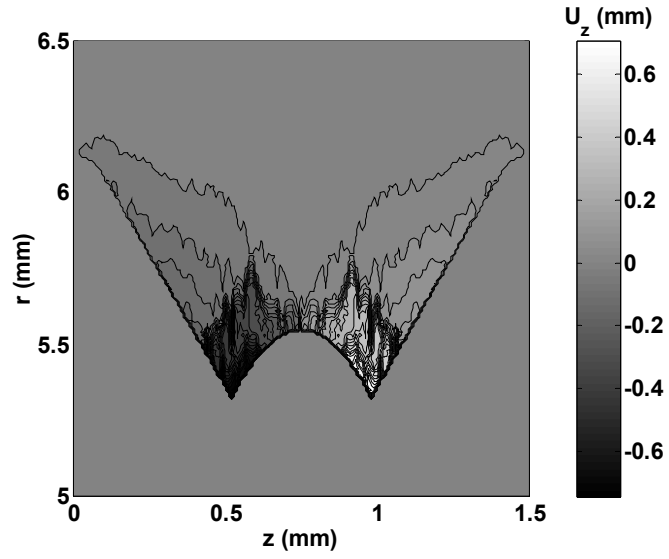
Commentaires	Surfaces du Déplacement Axial (DA)
L'image ci-contre est la surface mesurée. L'origine est placée au centre de la rainure circulaire.	
La surface ci-contre est obtenue à partir de la précédente après : - passage aux coordonnées cylindres (θ,r) puis aux coordonnées (z = pθ,r) - remaillage de la surface - copiage symétrique - limitation suivant le profil du taraud.	

Tableau V.3 : Algorithme de traitement de la surface du déplacement axial.

VI MONTAGE DE MESURE DE COUPLE DE SERRAGE

VI.1 Configuration n°1

Cette configuration permet la mesure du couple entre la vis et l'éprouvette taraudée. Dans ce cas, l'éprouvette est fixe par rapport à la plaque-support et la vis est liée en rotation à la platine sur laquelle est appliqué un couple de serrage avec les poignées. C'est la configuration utilisée pour l'étude du **Chapitre 6**.

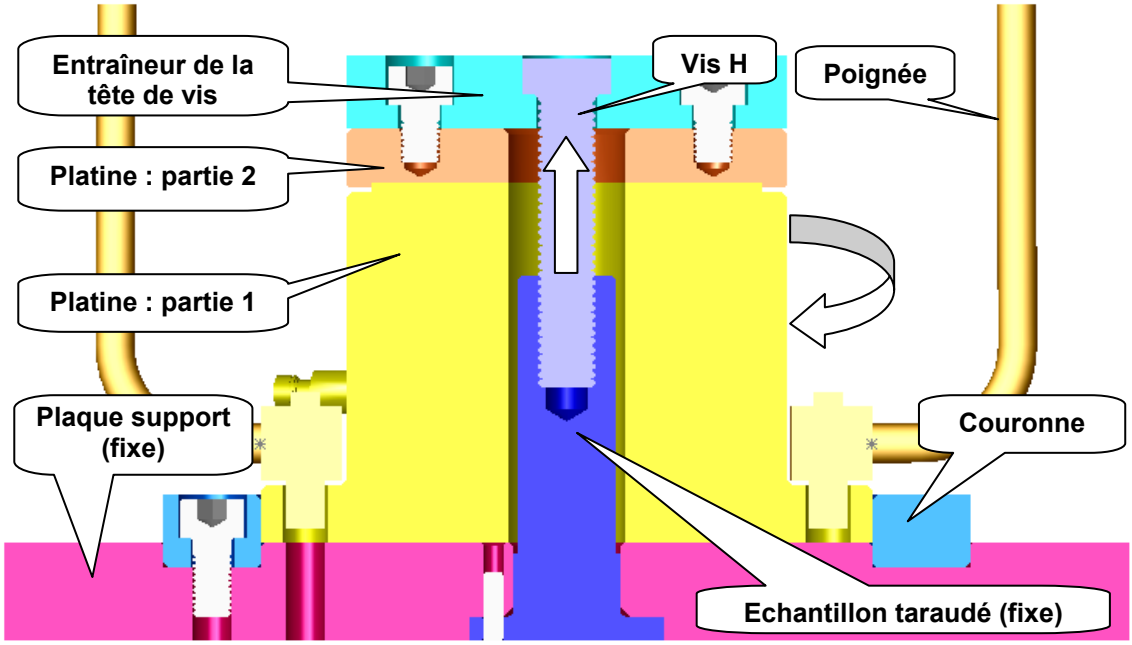


Figure VI.1 : Configuration n°1 du montage de mesure de couple

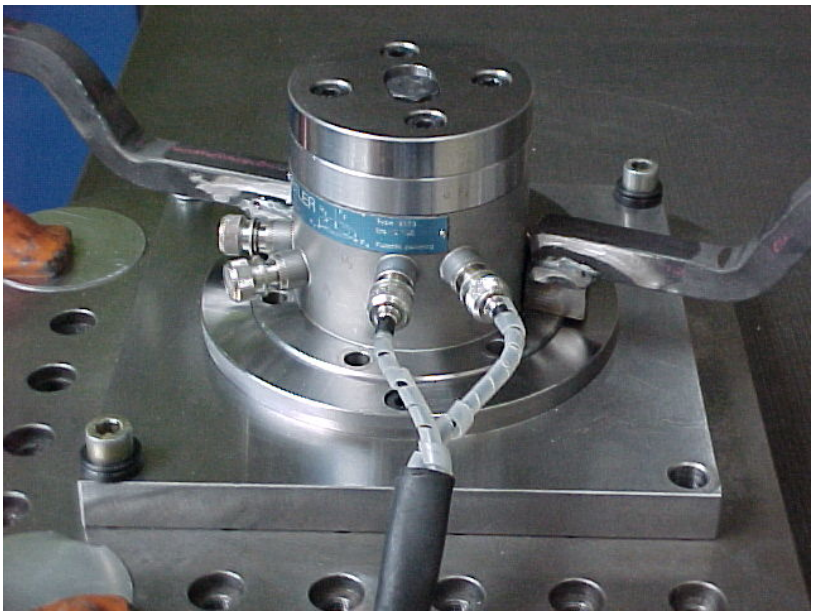


Figure VI.2 : Photographie du montage en configuration n°1.

VI.2 Configuration n°2

Comme un montage dédié à la mesure du couple entre la vis et le taraudage est fabriqué, le but est qu'il permette aussi la mesure du couple de serrage. De fait, il peut être utilisé dans la deuxième configuration. Elle ne permet pas la mesure du couple de serrage mais mesure le couple sous la tête de vis. Le couple de serrage est alors calculé par sommation des couples mesurés dans les deux configurations.

Dans cette configuration, l'ensemble des pièces est fixe sauf la vis qui est vissée directement avec une clé à pipe.

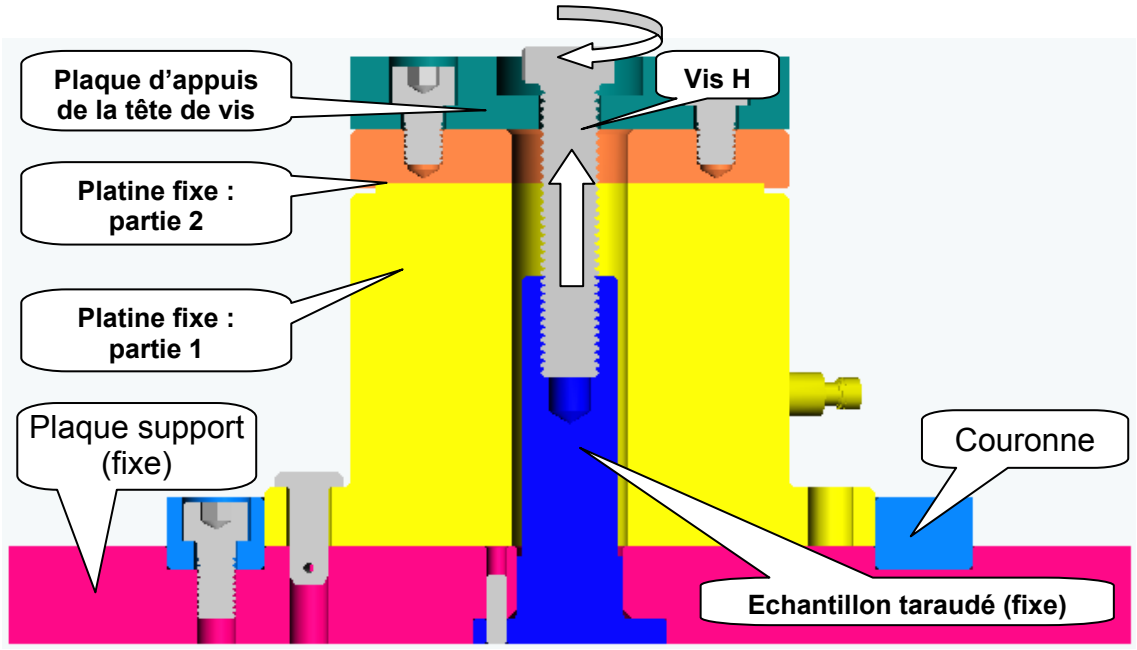


Figure VI.3 : Configuration n°2 du montage de mesure de couple.

VII ESSAIS D'ARRACHEMENT DES FILETS

VII.1 Calcul des facteurs du modèle de E.M. Alexander [Ale_77]

Les sections se calculent avec les équations VII.1 à VII.3. L'expression VII.3 de la section de la vis soumise au cisaillement est simplifiée et ne tient pas compte du chanfrein d'entrée du filetage de la vis.

$$A_s = \frac{\pi}{4}\left(\frac{d_2 + d_3}{2}\right)^2 \qquad \text{(VII.1)}$$

$$AS_s = \frac{L_e}{p}\pi D\left(\frac{p}{2} + \frac{1}{\sqrt{3}}(d_2 - D)\right) \qquad \text{(VII.3)}$$

$$AS_n = \frac{L_e}{p}\pi d\left(\frac{p}{2} + \frac{1}{\sqrt{3}}(d - D_2)\right) \qquad \text{(VII.3)}$$

Le coefficient C_1 se calcule à partir du rapport de la distance *s* entre les parois de l'écrou sur le diamètre nominal *D*. La connaissance de C1 est expérimentale et la **Figure VII.1** propose un polynôme qui identifie au mieux les résultats d'essais.

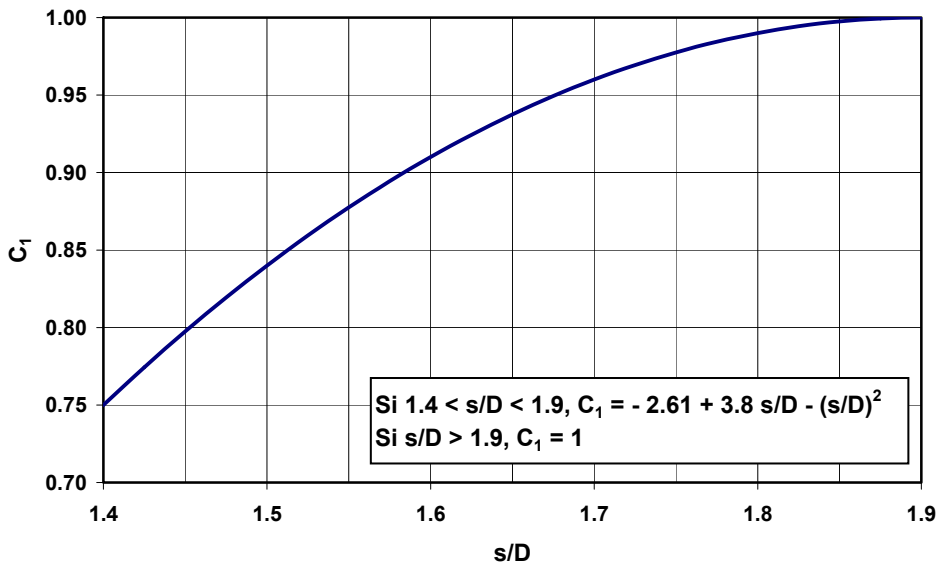


Figure VII.1 : Calcul du coefficient C_1.

La **Figure VII.2** permet le calcul des coefficients C2 et C3 à partir de polynômes, eux aussi issus d'une identification de points expérimentaux.

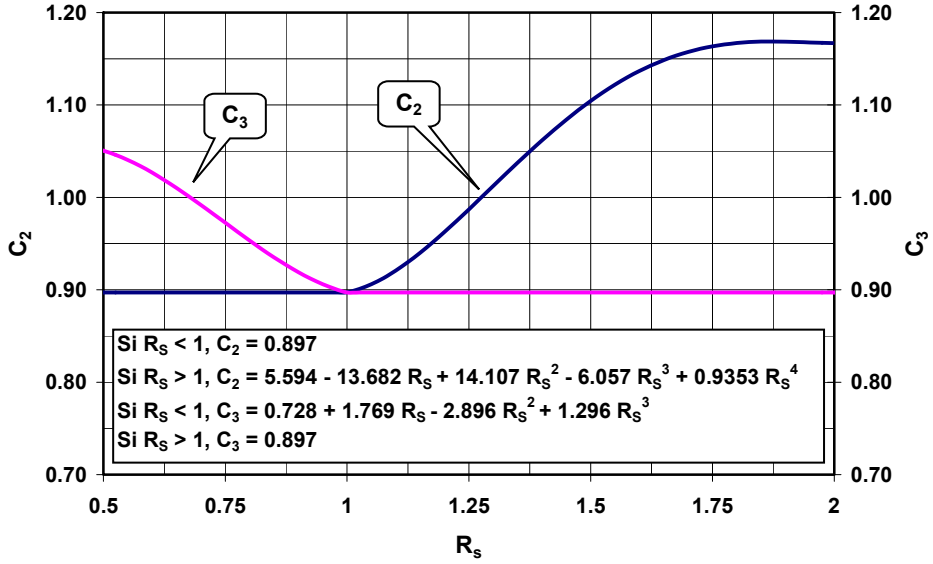


Figure VII.2 : Calcul des coefficients C_2 et C_3.

VII.2 Procédure des essais d'arrachement

Après tournage des éprouvettes de Type II (cf. **Annexe II**), les opérations successives sont :

- Montage de l'éprouvette dans le mandrin RingSpann (cf. **Annexe I**)
- Réalisation de l'avant-trou
- Taraudage sur 12 mm suivant les modalités du **Tableau 6.1** ou **6.2**
- Fraisage sur 2 mm de hauteur de l'éprouvette pour enlever la partie supérieure du filet qui est incomplètement formée (cf. **Figure VII.3**)
- Usinage dans le taraudage d'une gorge circulaire de 8 mm de largeur, de 2 mm de profondeur et située à L_e = 3 mm au dessous du plan fraisé. Cette opération est réalisée par interpolations circulaires avec un outil à gorge axiale de tournage HORN B105.0012.01 monté en mandrin DIN 1835+B sur le centre d'usinage (cf. **Figure VII.3**).
- Démontage de la pièce et usinage des plats pour la prise de pièce sur la machine de traction sur une autre fraiseuse
- Dégraissage de l'éprouvette
- Essai de traction sur machine de traction INSTRON Model 1185
- Fraisage d'une partie de l'éprouvette pour l'observation

En procédant ainsi, le taraudage n'a pas de chanfrein et la vis est engagée sur L_e = 3 mm au-delà de son chanfrein d'entrée. La **Figure VII.4** montre une éprouvette à la fin du processus.

Un montage spécial est réalisé (**Figure VII.5**) afin d'assurer la prise de pièce de la vis lors des essais d'arrachement. La vis et l'éprouvette sont rotulées afin d'imposer une sollicitation à la traction sans introduire de flexion. Tous les essais sont répétés trois fois, et la répétitivité est bonne (inférieure à 5%).

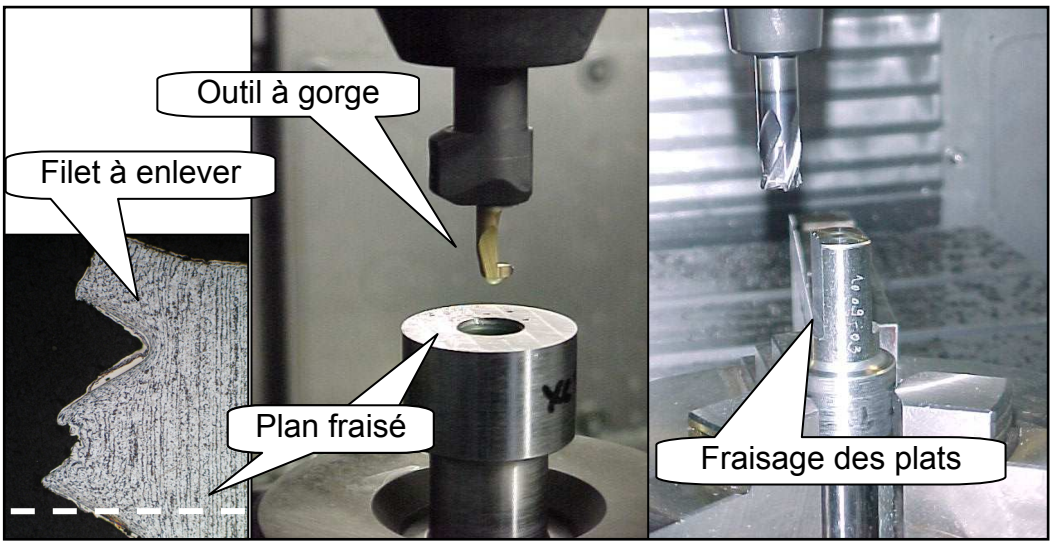


Figure VII.3 : Etapes de la préparation des éprouvettes.

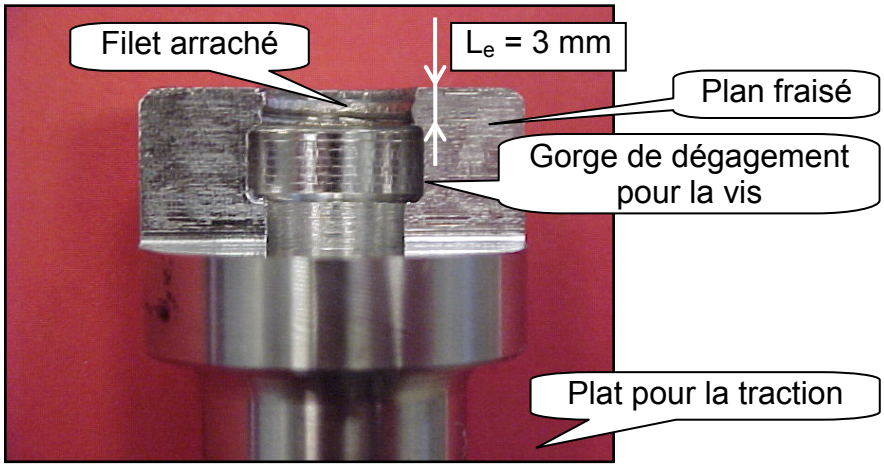


Figure VII.4 : Eprouvette après arrachement des filets.

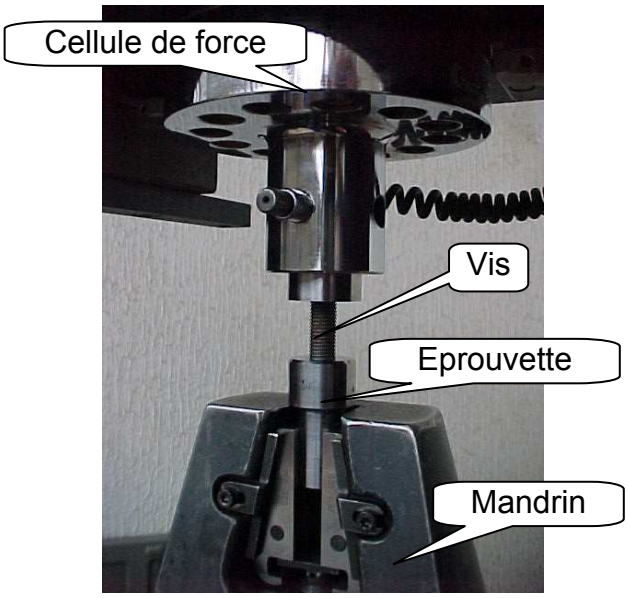


Figure VII.4 : Essai d'arrachement sur machine de traction INSTRON Model 1185.

RESUME :

L'assemblage vissé est une solution largement utilisée dans la conception des systèmes mécaniques et l'essentiel des filetages intérieurs est obtenu par un procédé de taraudage. Le taraudage par déformation est une alternative au taraudage par coupe. La technique de taraudage par déformation permet la réalisation de filets par mise en forme de la matière sans copeau. Les caractéristiques des filets formés diffèrent donc de celles des filets obtenus par coupe. L'étude traite du procédé de taraudage par déformation appliqué aux aciers prétraités ainsi que des qualités des trous filets produits.

La formation du filet est un point clé de l'étude du procédé. Il s'agit d'un écoulement plastique tridimensionnel. La mise en forme du filet s'accompagne d'un écrouissage de la matière qui a des conséquences sur l'usure des tarauds. Une analyse des champs de déplacement, de déformation et de contrainte est proposée. Les paramètres matériau taraudé, matériau d'outil et fluide modifient très sensiblement l'écoulement plastique.

Les filets formés en tant que produit possèdent des qualités géométriques supérieures à celles des filets issus d'une opération de taraudage par coupe. D'autre part, la résistance mécanique en traction quasi-statique de filet formé dans un acier à bas carbone s'avère aussi plus élevé, du fait du renforcement de la matière par écrouissage.

ABSTRACT :

Threaded assembly is much used solution for engineering design and most of internal threads are obtained by a tapping process. Form tapping is an alternative to cut tapping. The technique of form tapping creates the thread by work material displacement and without chip. The characteristics of formed thread are quite different from those obtained by cut tapping. The study deals with form tapping applied to treated steels and also with the threaded holes produced.

The thread formation is a key point of the process investigations. It is a three-dimensional plastic flow. The forming of the thread leads to strain hardening of the work material, which is involved in the tap wear. An analysis of the displacement, strain and stress field is proposed. The tool material, tapped material and the fluid significantly influence the plastic flow.

The formed threads have superior geometric qualities as compared to those of the threads made by cut tapping. Furthermore, the tensile strength of thread formed in low carbon steel, under static test, is also greater due to the reinforcement of the work material by strain hardening.

MOTS CLES :

Taraudage par déformation – formation du filet – caractérisation des filets – écrouissage – lubrification.