



HAL
open science

Caractérisation expérimentale et modélisation numérique des procédés de profilage de barres par déformation plastique à froid avec des outils roues

Luminita Floca Marincei

► **To cite this version:**

Luminita Floca Marincei. Caractérisation expérimentale et modélisation numérique des procédés de profilage de barres par déformation plastique à froid avec des outils roues. Autre. Université Paul Verlaine - Metz, 2011. Français. NNT : 2011METZ045S . tel-01749172

HAL Id: tel-01749172

<https://hal.univ-lorraine.fr/tel-01749172v1>

Submitted on 29 Mar 2018

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.



AVERTISSEMENT

Ce document est le fruit d'un long travail approuvé par le jury de soutenance et mis à disposition de l'ensemble de la communauté universitaire élargie.

Il est soumis à la propriété intellectuelle de l'auteur. Ceci implique une obligation de citation et de référencement lors de l'utilisation de ce document.

D'autre part, toute contrefaçon, plagiat, reproduction illicite encourt une poursuite pénale.

Contact : ddoc-theses-contact@univ-lorraine.fr

LIENS

Code de la Propriété Intellectuelle. articles L 122. 4

Code de la Propriété Intellectuelle. articles L 335.2- L 335.10

http://www.cfcopies.com/V2/leg/leg_droi.php

<http://www.culture.gouv.fr/culture/infos-pratiques/droits/protection.htm>



THESE EN COTUTELLE

Présentée à l'Université de Pitești par

Ing. *Luminița FLOCA (MARINCEI)*

Pour l'obtention des grades de :

DOCTEUR DE L'UNIVERSITE DE PITESTI

DOCTEUR De L'UNIVERSITE PAUL VERLAINE-METZ

**RECHERCHES CONCERNANT LA CARACTERISATION EXPERIMENTALE
ET LA MODELISATION NUMERIQUE DES PROCEDES DE REALISATION DES
PROFILS SUR LES PIECES CYLINDRIQUES PAR LE PROCESSUS DE
DEFORMATION PLASTIQUE AVEC DES OUTILS ROUES**

**CERCETĂRI PRIVIND CARACTERIZAREA EXPERIMENTALĂ ȘI
MODELAREA NUMERICĂ A PROCESELOR DE REALIZARE DE PROFILE PE
PIESE CILINDRICE PRIN DEFORMARE PLASTICĂ CU SCULE ROLĂ**

Soutenue le 27 septembre 2011 devant le jury composé de :

Pierre-Yves MANACH Professeur à l'Université de Bretagne sud
Gheorghe SINDILA Professeur à l'Université Polytechnique de Bucarest
Gérard FERRON Professeur à l'Université Paul Verlaine – Metz
Ion UNGUREANU Professeur à l'Université de Pitești

rapporteur
rapporteur
directeur de thèse
directeur de thèse

REMERCIEMENTS

Je tiens à remercier Monsieur le Professeur Gérard FERRON, Professeur à l'Université Paul Verlaine – Metz et Monsieur le Professeur Ion UNGUREANU, Professeur à l'Université de Pitesti de m'avoir guidé pendant cette période de 3 ans et de m'avoir apporté leurs connaissances dans le domaine de la mécanique. Soyez assurés du témoignage de mes sincères remerciements et de ma profonde estime.

Je remercie aussi Monsieur Eduard NITU, Maître de Conférences, d'avoir mis à ma disposition ses pouvoirs et compétences, pendant ce doctorat.

Je remercie de même sincèrement Madame Monica IORDACHE, Maître de Conférences Universitaire, pour m'avoir fait bénéficier de son expérience pendant cette période.

Je remercie particulièrement Monsieur le Professeur Pierre-Yves MANACH et Monsieur le Professeur Gheorghe SINDILA pour avoir accepté la charge de rapporteur.

Egalement, je remercie Madame Marion MARTINY, Maître de Conférences, pour son aide et sa confiance.

J'adresse aussi ma profonde reconnaissance à ma famille, pour la compréhension et l'aide précieuse qu'elle m'a accordées pendant cette période.

Je remercie enfin tous ceux qui d'une manière ou d'une autre, ont contribué au bon déroulement de ce doctorat.

SOMMAIRE

INTRODUCTION GENERALE	6
CHAPITRE 1	9
ETAT ACTUEL DES PROCEDES DE PROFILAGE PAR DEFORMATION PLASTIQUE AVEC DES OUTILS ROUES et SIMULATIONS NUMERIQUES ASSOCIEES	9
1.1 INTRODUCTION	10
1.2 DESCRIPTION DES SYSTEMES TECHNOLOGIQUES DE PROFILAGE AVEC DES OUTILS ROUES	10
1.2.1 Cinématique des systèmes technologiques de profilage	10
1.2.2 Profils générés.....	13
1.2.3 Matériaux mis en forme	14
1.2.4 Risques associés.....	16
1.2.5 Arrosage – lubrification	17
1.2.6 Equipements utilisés	17
1.2.7 Outils de roulage	19
1.3 RECHERCHES SUR LA MODÉLISATION NUMÉRIQUE DU PROCESSUS DE PROFILAGE AVEC DES OUTILS ROUES	20
1.3.1 Intérêt de la simulation numérique.....	20
1.3.2 Etudes numériques du profilage.....	22
1.4 CONCLUSIONS.....	25
CHAPITRE 2	27
CARACTERISATION EXPERIMENTALE DU COMPORTEMENT PLASTIQUE DES MATERIAUX UTILISES	27
2.4.1 Les échantillons à la fin des essais mécaniques	27
2.1 INTRODUCTION	28
Normes roumaines	28
STAS 880-80	28
2.2 DESCRIPTION DES ESSAIS MECANIQUES REALISES	28
2.2.1 Essais de traction.....	28
2.2.2 Essais de torsion.....	28
2.2.3 Essais de compression.....	29
2.3 CARACTERISTIQUES GENERALES DES MATERIAUX UTILISES.....	30
2.3.1 Composition chimique et caractéristiques mécaniques des matériaux utilisés	30
2.3.2 Analyse métallographique.....	32
2.3.3 Dureté initiale.....	32
2.4 RESULTATS ET ANALYSE DES ESSAIS MECANIQUES.....	34
2.4.1 Les échantillons à la fin des essais mécaniques	34
2.4.2 Courbes conventionnelles	34
2.4.3 Courbes réelles d'écrouissage	34
2.4.4 Modélisation des courbes d'écrouissage	37
2.5 CONCLUSIONS.....	39
CHAPITRE 3	40

CARACTERISATION EXPERIMENTALE DU PROCESSUS DE DEFORMATION PLASTIQUE PAR MISE EN FORME AVEC DES OUTILS ROUES.....	40
3.1 INTRODUCTION	41
3.2 LA CINÉMATIQUE DU PROCESSUS	41
3.3 LA REALISATION DU DISPOSITIF EXPERIMENTAL	43
3.4 LES PARAMETRES DU PROCESSUS	45
3.5 LA PLANIFICATION DES ESSAIS	47
3.6 LES MESURES EFFECTUÉES.....	47
3.6.1 Les paramètres mesurés et les méthodes utilisées.....	47
3.6.2 Mesure des forces de déformation	48
3.6.3 Mesure du déplacement radial des roues	48
3.6.4 Mesure de pression.....	49
3.6.5 Mesure des paramètres de précision géométrique des profils	50
3.6.6 Mesure de la rugosité des profils	50
3.6.7 Mesure de micro-dureté des pièces	52
3.6.8 Analyse métallographique des pièces	53
3.7 LES RESULTATS.....	54
3.7.1 Résultats obtenus en temps réel (force de roulage et déplacement des outils).....	54
3.7.2. Résultats de précision géométrique des profils	55
3.7.3 Résultats de la rugosité des profils.....	57
3.7.4 Résultats de micro-dureté des pièces	59
3.7.5 Analyse métallographique de la structure des pièces mises en forme	64
3.8 CONCLUSIONS.....	67
 CHAPITRE 4.....	 69
MODELISATION NUMERIQUE DU PROCESSUS DE DÉFORMATION PLASTIQUE PAR MISE EN FORME AVEC DES OUTILS ROUES	69
4.1 INTRODUCTION	70
4.2 LES CHOIX EFFECTUES POUR LA SIMULATION	70
4.2.1 Le choix de l'analyse	70
4.2.2 Le choix des conditions cinématiques.....	71
4.2.3 Le choix du maillage.....	72
4.2.4 La modélisation des conditions de roulage	78
4.2.5 Le choix des essais utilisés pour l'identification de l'écrouissage.....	81
4.2.6 Bilan des choix effectués pour les simulations numériques.....	83
4.3 VALIDATION DES MODELES NUMERIQUES	83
4.3.1 Les paramètres prises en compte pour la validation	83
4.3.2 Evolution de la force de roulage en fonction du temps.....	83
4.3.3 Contraintes équivalentes calculées et micro-duretés mesurées.....	85
4.4 CONCLUSIONS.....	89
 CHAPITRE 5.....	 91
CONCLUSIONS GÉNÉRALES, CONTRIBUTIONS, PERSPECTIVES	91
REFERENCE BIBLIOGRAPHIQUE	95

ANNEXE 2.1 Les données obtenues aux essais mécaniques	101
ANNEXE 3.1 Les plans d'expériences.....	103
ANNEXE 3.2. Le bilan des résultats obtenus pour les différents matériaux et les deux profils.....	104
ANNEXE 3.3 Les paramètres concernant la précision géométrique des profils	107

INTRODUCTION GENERALE

CONTEXTE DE L'ETUDE

La déformation plastique volumique à froid permet la réalisation de pièces de différentes formes par déformations successives d'une ébauche initiale. Les pièces réalisées ont une gamme d'applications très large. Elles ont comme caractéristique une haute qualité et précision dimensionnelle. Les procédés mis en œuvre sont maintenant parmi les plus efficaces pour obtenir des pièces à symétrie axiale, pleines ou creuses, de petites ou grandes dimensions, en petite ou grande série.

Les procédés de copie par formage avec des outils-roues sont appliqués pour générer des surfaces qui peuvent être simples mais aussi complexes : leurs formes sont limitées par les possibilités d'exécution des outils de transformation de la surface de la pièce, et leurs dimensions sont limitées par la possibilité d'application des forces de roulage nécessaires pour générer le profil. D'habitude, par l'intermédiaire de ce type de formage on réalise :

- des filets extérieurs de tous les types, avec un angle de profil minimum de 8° , avec un ou plusieurs enroulements, avec un pas compris entre 0,2-20 mm, sur des pièces de diamètre entre 1mm et 250 mm, et des longueurs d'à peu près 15 mm ;

- des vis d'Archimède avec diamètre d'à peu près 6 mm ;

- des stries et des canaux hélicoïdaux de lubrification

Les matériaux mis en forme par ce procédé sont les aciers et les alliages non-ferreux, caractérisés par un allongement relatif $A_5 \in (6..25)\%$ et par une dureté HRC $< 30..35$, propriétés qui sont obtenues en raison d'une présence majoritaire d'une phase de structure cubique centrée, éventuellement cubique faces centrées. Ces matériaux peuvent être des aciers de construction, aciers alliés, aciers spéciaux, aciers réfractaires, alliage de titane, cuivre, aluminium, molybdène.

Les outillages utilisés sont, généralement, des machines spécialisées ou des machines avec commande numérique adaptées avec des dispositifs spéciaux. Les procédés de formage par déformation plastique volumique à froid s'appliquent, d'habitude, dans le cadre de productions de grande série, ayant une productivité élevée. Ils utilisent des machines avec commande numérique équipées par des dispositifs spéciaux mais l'application de ces procédés aux productions de petite série est aussi possible.

Le travail à froid est une source constante de réduction des coûts de fabrication. Les tendances actuelles de la recherche et de l'exécution de pièces complexes par déformation volumique sont axées sur l'amélioration de l'efficacité technologique. Cet objectif peut être envisagé grâce à une conception mieux adaptée, des méthodes de calcul précises et un meilleur contrôle des paramètres du processus de déformation. Une compréhension plus approfondie des phénomènes accompagnant la déformation des matériaux et des relations entre les propriétés des matériaux déformés et les conditions de déformation fait également partie des recherches à mettre en œuvre. Les besoins de développement de ces procédés par roulage à froid sont conditionnés par des progrès dans l'étude théorique de certains aspects :

- amélioration de la précision et de la qualité du traitement de pièces;
- étude de procédés moins étudiés ou de nouveaux procédés;
- développement d'applications à partir de nouveaux produits;
- utilisation de méthodes d'analyse numérique et de tests de simulation.

Compte tenu de ces enjeux, les recherches effectuées dans la thèse visent à développer des méthodes de mise en forme par déformation plastique volumique à froid avec deux outils roues, en réunissant des contributions dans le domaine de l'étude de la précision et de la qualité du traitement et des contributions dans le domaine de l'analyse numérique par des simulations.

OBJECTIFS ET ORGANISATION DE LA THESE

La thèse a pour objectif de réaliser une étude à la fois expérimentale et numérique du roulage de profils circulaires sur des barres constituées de différents aciers, choisis par rapport à leur usage en roulage en conditions industrielles, et à leurs différences de comportement mécanique.

Le chapitre 1 décrit tout d'abord les aspects technologiques de la réalisation de profils sur des barres, par déformation plastique avec des outils roues. Les différentes possibilités cinématiques utilisées, les profils générés, les matériaux habituellement utilisés, les conditions opératoires, les risques associés à l'opération et les équipements utilisés sont ensuite décrits. La seconde partie du chapitre concerne les études numériques par la méthode des éléments finis du procédé de roulage de profils, qui sont encore relativement peu nombreuses par comparaison avec d'autres procédés industriels.

Le chapitre 2 est consacré à la caractérisation expérimentale du comportement plastique des différents matériaux utilisés dans cette étude, avec pour principal objectif de déterminer les lois d'écroutissage qui seront introduites dans les simulations numériques. Nous avons utilisé 3 types d'essais: traction, torsion et compression. Une caractéristique très importante dans les procédés de roulage de profils sur des barres est le niveau élevé des déformations plastiques atteintes à la surface des pièces roulées. Compte tenu des faibles déformations atteintes en traction, nous avons retenu les résultats obtenus en torsion et en compression, et réalisé des extrapolations en considérant 2 vitesses de déformation pour ces essais.

Le chapitre 3 est consacré à la présentation du dispositif expérimental de roulage qui a été réalisé au Laboratoire de Fabrication Mécanique de l'Université de Pitesti, et aux essais effectués. Le dispositif spécialement conçu pour ces essais est monté sur un tour. Il consiste essentiellement en un système de grande rigidité sur lequel sont montés des systèmes hydrauliques qui assurent le déplacement radial de 2 roues opposées. En même temps le tour impose la rotation de la pièce de façon à former le profil désiré. Les essais suivent un plan d'expériences où les paramètres technologiques (vitesse de rotation de la pièce et pression du système hydraulique assurant le déplacement des outils roues) varient dans une large gamme de valeurs. Les mesures en temps réel (force radiale et pénétration des roues en fonction du temps) sont analysées en fonction de ces paramètres. Les autres mesures réalisées concernent la précision géométrique des profils, leur rugosité et la micro-dureté des pièces au niveau de la zone superficielle constituant le profil de la pièce. Les influences des paramètres technologiques sur ces différentes grandeurs sont également discutées pour les différents matériaux.

Les études numériques sont présentées au chapitre 4. Elles visent à simuler le processus de roulage dans les conditions de l'expérience. Nous proposons tout d'abord un maillage qui représente un compromis entre temps de calcul et précision des résultats. Les résultats qui font l'objet d'une comparaison avec l'expérience concernent la force de roulage en fonction des paramètres du procédé (vitesse d'avance des roues et vitesse de rotation de la pièce). D'autres résultats de la simulation numérique font également l'objet de comparaisons indirectes avec l'expérience : ainsi, les champs de micro-dureté obtenus expérimentalement sur les pièces roulées dans la zone des dents sont en bonne corrélation avec les résultats de contraintes équivalentes obtenus par simulations.

Au cours des stages de préparation en cotutelle effectués en 2010 et 2011 au Laboratoire d'Etude des Microstructures et de Mécanique des Matériaux de l'Université Paul Verlaine-Metz, nous avons réalisé: les déterminations des lois de comportement pour les matériaux étudiés par des essais de compression et de torsion, les simulations numériques concernant le roulage des profils métrique et trapézoïdal, les mesures de micro-dureté, la métallographie et la rugosité des pièces roulées.

A l'Université de Pitești, dans les laboratoires de la Faculté de Mécanique et Technologie, nous avons fait: des essais de traction pour déterminer les lois de comportement, des recherches expérimentales regardant le roulage à froid des profils métrique et trapézoïdal, et la mesure des paramètres de précision géométrique des profils étudiés. Dans ce but, nous avons réalisé et mis au point un stand expérimental permettant de mesurer la force radiale de roulage, la pénétration des outils roue et la pression dans l'installation hydraulique.

FINANCEMENTS

Pour pouvoir faire les études du doctorat j'ai reçu une bourse dans le cadre du projet « Soutenance pour les jeunes doctorants avec fréquence en fournissant des bourses doctorales », par le Programme Opérationnel Sectoriel Développement des Ressources Humaines 2007 – 2013, POSDRU.

Les recherches effectuées dans le cadre de la thèse font partie des recherches financées par le UEFISCU ayant la thème : « La modélisation analytique et numérique des processus de mise en forme par déformation plastique volumique à froid des profils complexes » dans le cadre du contrat numéro 697/19.01.2011

Le contrat de recherche sur la thème mentionné a été démarré en _____ et il se finira en _____

Celui a comme directeur du contrat Mr. Eduard Nițu, et l'équipe du recherche est composé par : prof. Ion Ungureanu, maître de conférence Doina Iacomi, maître de conférence Monica Iordache, maître de conférence Ștefan Tabacu, drd. Luminița (Marincei) Floca.

CHAPITRE 1

ETAT ACTUEL DES PROCÉDES DE PROFILAGE PAR DEFORMATION PLASTIQUE AVEC DES OUTILS ROUES et SIMULATIONS NUMÉRIQUES ASSOCIÉES

1.1 INTRODUCTION

1.2 DESCRIPTION DES SYSTÈMES TECHNOLOGIQUES DE PROFILAGE AVEC DES OUTILS ROUES

1.2.1 Cinématique des systèmes technologiques de profilage

1.2.2 Profils générés

1.2.3 Matériaux mis en forme

1.2.4 Risques associés

1.2.5 Arrosage – lubrification

1.2.6 Équipements utilisés

1.2.7 Outils de roulage

1.3 RECHERCHES SUR LA MODELISATION NUMÉRIQUE DU PROCESSUS DE PROFILAGE AVEC DES OUTILS ROUES

1.3.1 Intérêt de la simulation numérique

1.3.2 Etudes numériques du profilage

1.4 CONCLUSIONS

1.1 INTRODUCTION

Ce chapitre décrit les aspects technologiques de la réalisation de profils sur des barres ou des fils, par déformation plastique avec des outils roues. Les différentes possibilités cinématiques utilisées pour obtenir le produit fini sont tout d'abord détaillées. Les profils générés, les matériaux habituellement utilisés, les conditions opératoires, les risques associés à l'opération et les équipements utilisés sont ensuite décrits.

La seconde partie du chapitre concerne les études numériques par la méthode des éléments finis du procédé de roulage de profils, qui se sont développées tardivement par comparaison avec d'autres procédés industriels. Ce retard provient sans doute en grande partie du grand nombre d'éléments finis nécessaires pour une description fine de l'écoulement plastique dans ces procédés.

1.2 DESCRIPTION DES SYSTÈMES TECHNOLOGIQUES DE PROFILAGE AVEC DES OUTILS ROUES

1.2.1 Cinématique des systèmes technologiques de profilage

La déformation plastique volumique à froid par copie avec des outils roues est mise en oeuvre par le formage du profil de la pièce par deux ou plusieurs outils roues avec un profil correspondant, pas avec pas [CIO 91], [NEA 94], [ROS 87].

La procédure est appliquée en plusieurs variantes selon le type, le nombre et la distribution des outils roues et selon la cinématique du processus:

- roulage avec deux roues cylindriques de diamètres égaux et avance radiale de l'outil ;
- roulage avec trois roues cylindriques de diamètres égaux et avance radiale de l'outil ;
- roulage avec deux roues cylindriques de diamètres égaux et avance axiale du semi-produit ;
- roulage avec deux roues cylindriques de diamètres égaux et avance tangentielle du semi-produit ;
- roulage avec plusieurs roues (de tête roulant) et avance longitudinale du semi-produit.

Le roulage avec deux roues cylindriques de diamètres égaux et avance radiale [ALT 84], [MCB 95], [PRU 84], [ROS 82], [SCH 82], [NIT 09] (fig.1.1) est le schéma de formage par copie plus souvent appliqué. Il consiste en l'impression du profil généré par roulage du semi-produit entre les deux outils roues. Les outils ont le même diamètre D , et leur profil est conjugué de celui généré. Les deux outils roues 1 et 4 tournent avec la même vitesse de rotation (n_r).

Le mouvement d'avance radiale peut être effectué par un seul rouleau ou par les deux.

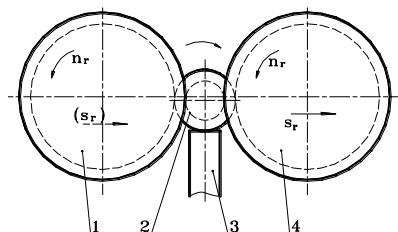


Fig. 1.1 Schéma de mise en forme de surface profilée courte par la copie avec deux roues et avance radiale [NEA 94]

Le roulage avec trois roues cylindriques de diamètres égaux est un schéma de formage par copie semblable à celui qui utilise deux outils roues, l'avance radiale pouvant être effectuée par une roue ou par les trois en même temps, fig. 1.2 [NEA 94], [NIT 09]. Elle est utilisée, en particulier, dans

le cas d'une réalisation sur un tour. Ce schéma peut être utilisé pour exécuter un filetage de n'importe quel type (profils disposés dans des canaux circulaires ou hélicoïdaux, mais avec un angle de pente faible, des rainures) sur de petites longueurs. Les précisions obtenues avec cette procédure sont élevées. Par rapport à l'exécution avec deux outils roues, le système avec trois roues a l'avantage de diminuer et de mieux équilibrer les forces en cours d'exécution à travers la pièce.

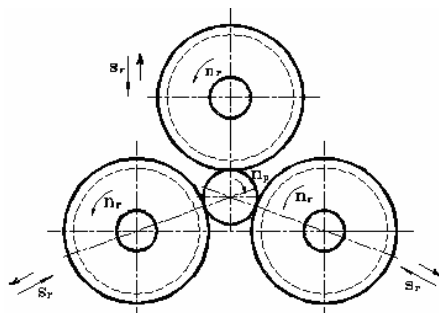


Fig. 1.2 Schéma de mise en forme de surface profilée courte par la copie avec trois roues et avance radiale [NEA 94]

Le roulage avec deux roues cylindriques de diamètres égaux et avance axiale du semi-produit est utilisé dans le cas de la réalisation de profils disposés selon des rainures hélicoïdales longues, pour générer le profil sur toute la longueur de la pièce [LEI 80], [SCH 82], [NIT 09].

Dans le cas du roulage de surfaces hélicoïdales longues, il est nécessaire de réaliser un mouvement axial du semi-produit pour générer le profil sur toute sa longueur. Cela peut se faire de trois façons, conformément aux schémas de mise en forme présentés sur la figure 1.3. Le roulage du profil peut se faire en un seul passage par la méthode de passage, fig.1.3.a, auquel cas les galets n'ont pas d'avance radiale [LEI 80], [SCH 82], [NIT 09]. L'avance axiale de la pièce se réalise par le pas de la géométrie de l'outil et par la rotation des axes des outils de roulage. Le deuxième schéma utilise la méthode combinée de passage, fig.1.3.b. Dans ce schéma le roulage du profil se fait suite à plusieurs passages avec une avance axiale du semi-produit (dans les deux sens). À la fin de chaque passage l'un des galets a un mouvement d'avance radiale. La troisième variante de roulage des surfaces hélicoïdales longues est la méthode combinée, où les axes des outils sont parallèles à l'axe du semi-produit, fig.1.3.c. L'avance axiale du semi-produit se réalise en imposant la condition : $n_r p_E > n_p p_p$. Dans cette relation n_r et n_p représentent les vitesses de rotation des galets et de la pièce, p_E et p_p représentent le pas de l'hélice des galets, respectivement de la pièce [SCH 82], [NIT 09].

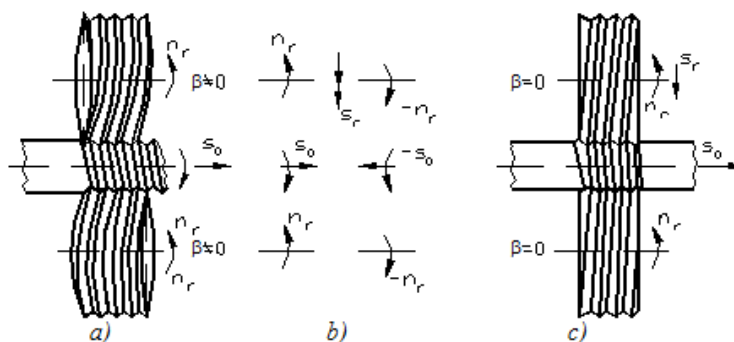


Fig.1.3 Schéma de roulage de profils hélicoïdaux longs [SCH 82]

Le roulage avec deux roues cylindriques de diamètres égaux et avance tangentielle du semi-produit [DRÄ 77], [LEI 80] [NEA 94] est une méthode qui permet une productivité élevée, Figure 1.4. Les outils roues ont des axes fixes, et le semi-produit a un mouvement tangentiel d'avance.

Le schéma de formage peut être mis en œuvre avec deux variantes:

- avec des outils de diamètres différents et des vitesses de rotation de rouleau de valeur égale ;
- avec des diamètres d'outils égaux, mais des vitesses de rotation de différentes valeurs.

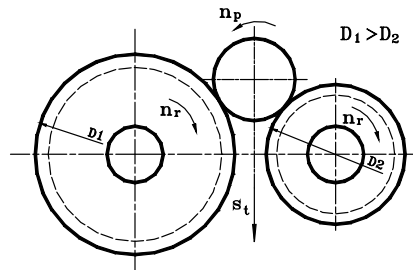


Fig. 1.4 Roulage de la surface extérieure profilée avec deux rouleaux et avance tangentielle de la pièce [DRÁ 77]

L'application du semi-produit entre les deux roues (rouleaux) n'a pas besoin de moyens spécifiques, parce que la préhension de celui et la réalisation de l'avance transversale sont réalisées par un rapport défini par les deux diamètres d'outils roue (quand les diamètres sont différents) ou par un rapport entre les rotations des outils roue (quand ils ont les mêmes diamètres). Ce schéma est utilisé en particulier pour les filets courts et a l'avantage de pouvoir automatiser le processus de travail dans le cas de formage sur des machines spécialisées.

La variante de formage la plus utilisée est le roulage avec deux roues de diamètres égaux et avance radiale, dont le schéma est montré sur la fig. 1.5 [NIT 00]. Les outils roue ont une forme cylindrique, des diamètres égaux et tournent avec la même vitesse n_r . Le processus de déformation se produit en raison de la pénétration des outils roues dans le semi-produit, selon le cycle de travail suivant: avance rapide, avance technologique, calibrage, et retrait rapide. Selon la machine-outil utilisée pour réaliser l'avance, l'opération peut être faite par un outil ou les deux.

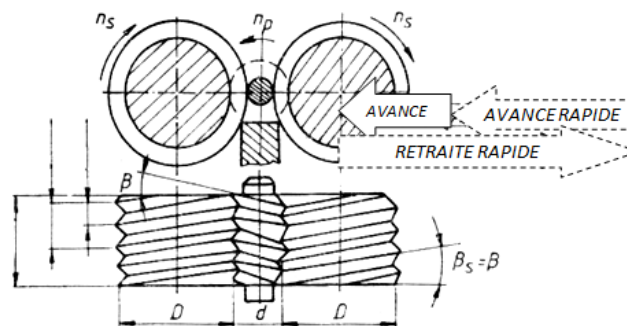


Fig. 1.5 Schéma de mise en forme de profils hélicoïdaux avec deux roues cylindriques et avance radiale [NIT 00]

Pendant le cycle d'avance technologique, les outils viennent en contact avec le semi-produit cylindrique et effectuent la pénétration en imprimant sur celui-ci le profil hélicoïdal à réaliser. La pénétration des outils dans le semi-produit est réalisée avec une vitesse d'avance constante. Pendant la calibration, la distance entre les axes des outils reste constante pour réaliser la circularité du profil. Le nombre de tours de calibration ne doit pas être trop grand pour ne pas endommager la surface traitée (1-2 tours).

Il est possible d'exécuter ce cycle sur des machines classiques. Les machines modernes de roulage, équipées avec une commande numérique, permettent la réalisation de cycles de roulage

complexes par asservissement entre la vitesse de rotation des outils et leur vitesse d'avance. Ainsi, la course d'avance technologique peut être réalisée en deux manières:

- le maintien constant de la force de roulage;
- le maintien constant de la puissance de roulage.

En plus de ces nouveaux moyens d'atteindre la course d'avance technologique, ces machines peuvent faire, à la fin du calibrage, un cycle de «décompression», consistant en un retrait lent des outils afin de compenser les déformations élastiques qui apparaissent dans le système technologique. Cela conduit à obtenir une meilleure circularité pour le profil roulé.

La largeur de l'outil roue est égale à la longueur du profil mis en forme.

Les principaux éléments d'un profil hélicoïdal qui influencent l'usinabilité par déformation plastique volumique à froid par le processus de roulage avec deux roues cylindriques et avance radiale sont: la forme, la hauteur, l'angle de flanc de l'hélice et les rayons de raccordement.

Ces éléments influent directement sur les paramètres technologiques du processus, le profil et la durabilité des outils de roulage et indirectement sur la qualité de la surface traitée et la productivité de l'opération de mise en forme.

1.2.2 Profils générés

En général, les profils hélicoïdaux qui peuvent être générés par ce processus ont un angle d'hélice pouvant aller jusqu'à 45°. Fréquemment sont traités des profils hélicoïdaux avec un angle d'hélice de 5°, parce que les outils de roulage n'ont pas besoin de corrections de profil [NIT 09].

Cette catégorie comprend:

- filetages métriques, métriques trapézoïdaux, métriques coniques ;
- vis d'Archimède ;
- stries et cannelures hélicoïdales inclinées pour la lubrification.

Pour déterminer si un profil hélicoïdal donné peut être obtenu par la méthode de déformation plastique volumique à froid avec deux roues cylindriques et avance radiale, à côté des éléments caractéristiques du profil obtenu nous devons considérer d'autres éléments liés à la forme de la pièce sur laquelle est disposé le profil.

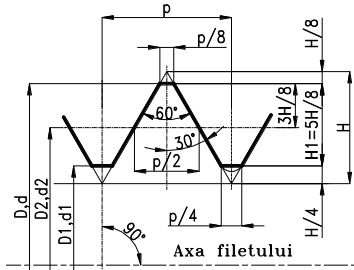
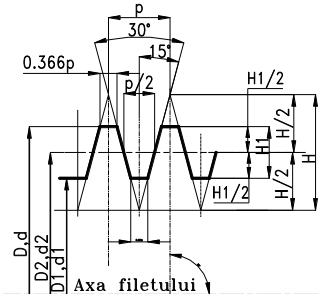
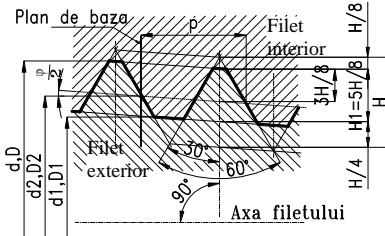
Les éléments importants liés à la forme de la pièce sont:

- la classe de précision de la pièce que l'on veut obtenir ;
- la position du profil généré par rapport à d'autres surfaces de la pièce ;
- les dimensions extérieures du profil généré en relation avec des dimensions extérieures des autres surfaces de la pièce.

Les pièces qui peuvent faire l'objet de la réalisation de ces profils incluent: vis de fixation, boulons, éléments mobiles, pièces de transmission qui font partie de différents ensembles mécaniques. Le tableau 1.1 précise les paramètres dimensionnels et normes de tolérance associés à différents types de filets.

Dans le groupe des autres profils obtenus par déformation plastique volumique à froid, on note les surfaces striées. Les stries peuvent être réalisées sur différents types de surfaces, telles que les surfaces cylindriques et toroïdales, et peuvent être simples ou croisées.

Tableau 1.1 Le profil nominal, les paramètres dimensionnels et normes de tolérance et ajustement des filets métriques, métriques trapézoïdaux et métriques coniques

Type de filet	Le profil nominal	Normes de tolérance et ajustement
Métrique	 <p>STAS 6371-73</p>	<p>STAS 8165-82 pour les ajustements avec un jeu petit; STAS 5792-90 ajustement avec serrage; STAS 11432-90 pour les ajustements intermédiaires;</p>
Métrique trapézoïdal	 <p>SR ISO 2904:1996</p>	<p>SR ISO 2903:1996</p>
Métrique conique	 <p>STAS 6423-81</p>	<p>STAS 6423-81 ; STAS 10120-75 pour l'angle de cône</p>
Les paramètres dimensionnels	<ul style="list-style-type: none"> - diamètre extérieur du filet: D pour écrou, d pour vis ; - diamètre intérieur du filet: D_1 pour écrou, d_1 pour vis ; - diamètre moyen du filet: D_2 pour écrou, d_2 pour vis ; - pas du filet, p ; - angle de filet, α (60° le filet métrique et métrique conique, 30° le filet métrique trapézoïdal) ; - hauteur du triangle générateur du filet, H ; - hauteur nominale de profil du filet, H_1 ; - angle de cône, $\varphi = 3^\circ 34' 48''$ (conicité 1:16), seulement pour le filet métrique conique 	

1.2.3 Matériaux mis en forme

Le volume déplacé vers le creux du profil du filet en direction du noyau est identique au volume qui s'écoule vers les sommets des filets. C'est pourquoi le diamètre de préparation nécessaire au roulage correspond environ au diamètre sur les flancs du filet [WAG 09]. La capacité d'écoulement

de la matière doit donc être importante. Certains défauts peuvent apparaître si cet écoulement se fait de façon incorrecte, fig. 1.6.

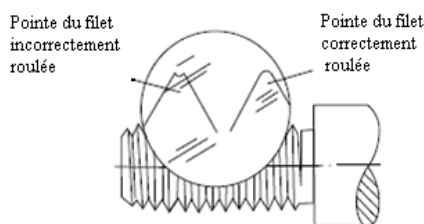


Fig. 1.6. Défauts pouvant apparaître sur la pièce roulée.

Le choix des matériaux utilisés pour la mise en forme par roulage à froid doit avoir en vue les caractéristiques fonctionnelles, technologiques et économiques que la pièce doit remplir. Concernant les caractéristiques technologiques du matériau, celles-ci sont définies à l'aide des principaux éléments suivants : la composition chimique, l'état structural, les propriétés physico-mécaniques et le mode de comportement pendant certains tests technologiques.

Les matériaux les plus utilisés pour la mise en forme par roulage volumique à froid sont les aciers, le cuivre et ses alliages, l'aluminium et ses alliages. Les aciers forment le groupe le plus important; le tableau 1.2 présente les principaux types d'acier utilisés. Pour les aciers non alliés, le comportement pendant le roulage à froid peut être apprécié du point de vue de la qualité en fonction de sa teneur en carbone: plus la teneur en carbone est faible, plus l'acier est déformable [ADR 83], [FRA 95]. Pour les aciers alliés, cette évaluation se fait sur la base de la teneur en carbone équivalent et des diagrammes de conversion de celui-ci en propriétés mécaniques [NEA 94], [NIT 00], mais aussi sur la base de la teneur d'éléments principaux d'alliage. Dans le tableau 1.3, nous présentons les influences qu'ont les principaux éléments d'alliage sur les propriétés plastiques et la résistance. On observe une augmentation significative de la dureté de l'acier quand augmente la teneur en manganèse et silicium, et une augmentation moyenne quand augmente la teneur en molybdène, chrome ou tungstène.

Dans la mise en forme par roulage, un rôle important est lié à la microstructure des matériaux utilisés. Ainsi, les structures obtenues par moulage offrent les pires propriétés de mise en forme. Ces propriétés s'améliorent dans le cas des structures obtenues par déformation à froid et surtout dans le cas des structures obtenues par déformation à chaud [ILI 84], [NIT 00].

Tableau 1.2 Les principaux groupes d'aciers utilisés à la mise en forme par roulage à froid

Le matériau	Aciers d'usage général : C 30 / C 45	Aciers de cémentation XC15 / 18CD4...	Aciers de trempe : XC35 / 42CD...	Aciers pour roulements : 100C6	Aciers pour outils : C70E2V
Le type de la pièce roulée à froid	Filets	Dentures, filets, axes, douilles	Dentures, filets, axes, douilles	Bille, rouleau, anneau de roulement de moyennes dimensions	Pièces de type tige, axes de petits dimensions

Tableau 1.3 L'influence des éléments d'alliage sur les propriétés mécaniques des aciers

L'élément d'alliage		Cr	Mn	Mo	Ni	W	V
Le mode d'influence sur	R _m , R _{p0,2} , HB	↑	↑	↑	↑	—	—
	A ₅ , ψ	↓	↓	↑	↑	↓	—

Une autre catégorie de matériaux qui peuvent être mis en forme par roulage à froid est constituée par les alliages non ferreux, mais seulement ceux qui présentent de bonnes propriétés

plastiques : les solutions solides de substitution qui ont un réseau CFC. De cette catégorie on trouve: les cuivres jaunes (alliages Cu-Zn, à maximum 30% Zn), les bronzes (alliages du Cu avec < 9% Sn ; < 7% Al ; 2...2,7% Be), le monel (alliages Ni-Cu, à max. 30% Cu), les alliages à base d'aluminium (les alliages Al-Mg, à 4...6% Mg ou Al-Cu-Mg) et les alliages Mg – Mn [NIT 00]. On remarque aussi que les propriétés déterminantes pour la mise en forme sont d'autant meilleures que les matériaux métalliques utilisés ont de nombreux systèmes de glissement activables. Ainsi, les métaux qui cristallisent dans le système CFC ou CC présentent une meilleure déformabilité que les métaux à réseau HC [FRA 95], [NIT 00].

Parmi les propriétés mécaniques utilisées dans l'évaluation des possibilités de mise en forme par roulage à froid, les plus employées sont les suivantes : la résistance à la rupture, R_m , la limite conventionnelle d'écoulement, $R_{p0,2}$, l'allongement à la rupture, A_5 , la dureté Brinell, HB. Du point de vue de ces caractéristiques mécaniques, en vue d'un usinage optimal, on recommande que les valeurs $R_{p0,2}$ et HB soient le plus petites possibles; A_5 soit aussi grand que possible (bonne ductilité), mais qu'il ne dépasse pas la valeur de 30 %; et que la différence entre R_m et $R_{p0,2}$ soit aussi grande que possible (bonne capacité d'érouissage) [ILI 84], [NIT 00].

Le comportement technologique des matériaux pendant le roulage à froid peut aussi être apprécié à l'aide du taux de déformation ϕ_v , qui, selon le type de mise en forme et la surface à générer, peut être calculé par différentes relations qui prennent en considération la modification de la hauteur ou de la section transversale du matériau [HER 83], [HER 83], [NEA 94], [NIT 00]. Ainsi, avec la croissance du niveau de déformation se produit une diminution de la ductilité, et au-delà d'un certain niveau ont lieu des mécanismes d'endommagement et une augmentation de l'anisotropie des propriétés du matériau polycristallin.

1.2.4 Risques associés

La forme, la taille et la tolérance du semi-produit jouent un rôle décisif sur la qualité du profil généré. La forme du semi-produit est déterminée par le mode de réalisation du processus de déformation. Par exemple, dans le cas du roulage avec deux roues cylindriques et avance radiale, lors de la pénétration de l'outil dans le semi-produit, une forte sollicitation s'exerce dans la direction radiale sur les flancs du profil de l'outil, fig. 1.8 a. Si les flancs du profil de l'outil sont sollicités de façon irrégulière, avec des différences significatives, fig. 1.8 b, survient la rupture sur le profil de l'outil. Cette application inégale des efforts peut survenir à l'extrémité du profil et le risque de rupture est plus prononcé dans les matériaux avec une dureté et une résistance mécanique élevées, ainsi qu'avec des profils avec des petits pas [NIT 00].

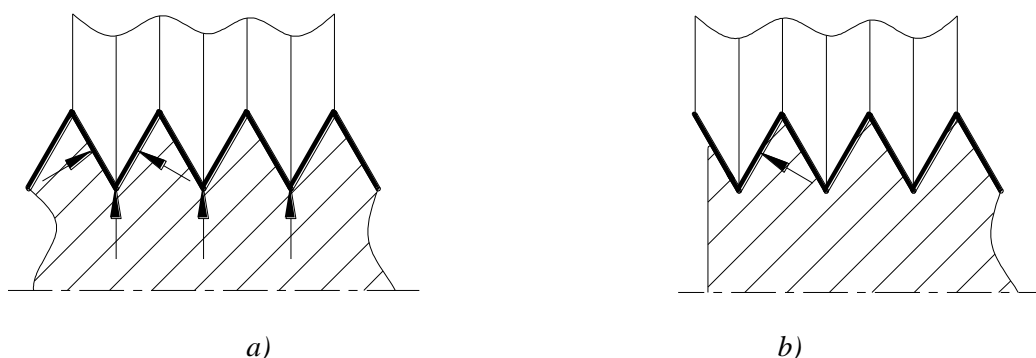


Fig. 1.8 La sollicitation sur le profil de l'outil de roulage des profils hélicoïdaux

Pour éviter de casser le profil de l'outil il est recommandé de réaliser des chanfreins sur le

semi-produit, comme indiqué sur la fig. 1.9 [NIT 00].

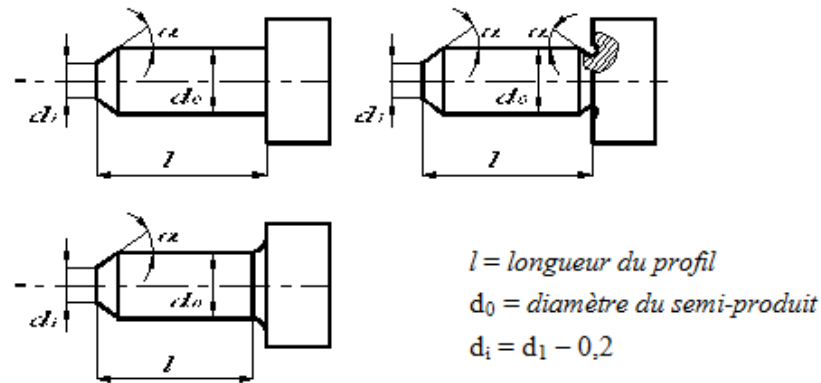


Fig. 1.9 Chanfrein réalisé sur le semi-produit

Les recommandations formulées sur la taille de chanfrein en fonction du pas du profil et de la résistance mécanique à la traction R_m du matériau traité, sont présentées dans le tableau 1.4.

Tableau 1.4 Valeurs recommandées pour l'angle de chanfrein

L'angle α du chanfrein du semi-produit [degrés]				
Pas du profil hélicoïdal [mm]	< 1,5	1,5 ... 2,5	2,5 ... 6	> 6
$R_m \leq 80 \text{ daN/mm}^2$	20^0	25^0	30^0	35^0
$R_m > 80 \text{ daN/mm}^2$	15^0	20^0	25^0	30^0

En plus des aspects de choix du matériau et de dimensions du semi-produit, une importance particulière devrait être donnée à l'état physique de sa surface avant le formage. La surface traitée par déformation doit être nettoyée de ses impuretés, parce que leur présence peut affecter la qualité de surface roulée et la durabilité de l'outil.

1.2.5 Arrosage – lubrification

Il faut une alimentation en liquide d'arrosage et de lubrification suffisante. D'excellents résultats ont été obtenus avec des émulsions d'huile aux proportions 1 :10 ou 1 : 20 ainsi qu'avec des huiles légères comme celles appliquées pour l'usinage avec enlèvement de matière. Une bonne alimentation du liquide d'arrosage lubrification est très importante pour éviter que des corps étrangers ne soient roulés dans le filet ou ne s'incrustent dans les paliers des galets [WAG 09]. L'arrosage lubrification est également très important pour diminuer l'élévation de température résultant du frottement et de la déformation plastique de la pièce roulée.

1.2.6 Equipements utilisés

Pour assurer la qualité imposée aux profils roulés, les machines-outils utilisées doivent avoir les caractéristiques suivantes:

- une très bonne rigidité statique et dynamique afin d'assurer une déformation élastique minimale de ses éléments sous l'influence des efforts de déformation qui ont pour certains processus des valeurs importantes ;

- une précision géométrique élevée ;
- une installation de refroidissement-lubrification pour réduire les échauffements.

Les machines de roulage des filets sont utilisées pour produire des vis, boulons, et outils. Le roulage des filets est une opération de formage à froid uniquement pour le filetage de vis externes sur un semi-produit. Le semi-produit est pressé par des matrices à rouler les filets qui sont liées à la machine. Les filets sont formés par l'avancement des outils. Ces opérations sont caractérisées par une surface des filets de faible rugosité, un taux de production élevé et une grande précision.

Sur la Fig. 1.10 [NIT 97], est présenté le schéma de principe d'une machine de roulage de filets dont l'avance se fait hydrauliquement. Dans le cas d'un schéma de travail avec avance radiale, le semi-produit est soutenu par un support 1, et pour le régime de travail avec avance axiale le semi-produit est orienté et fixé en translation à ses extrémités. Les outils roues 2 et 3 sont les principaux éléments de ce mouvement et l'avance est faite par un seule tête porte-outil, 4. Le réglage de la machine à la dimension est possible en raison du mécanisme 5. Si le roulage est fait d'après le schéma avec avance tangentielle du semi-produit, la position entre les axes de l'outil reste constante, le processus peut être automatisé facilement.

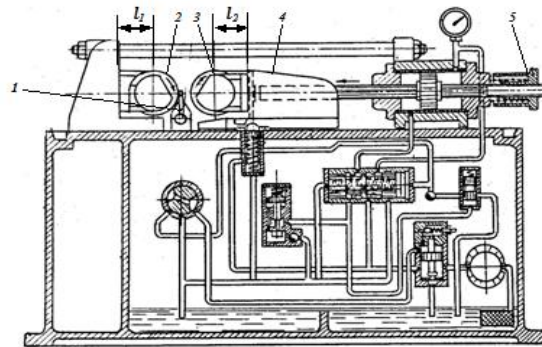


Fig. 1.10 Le schéma de principe des machines réalisant des filets avec avance hydraulique [NIT 97]

Dans le cas du roulage axial, la tête de roulage consiste en trois outils roues, mis à 120° et composés d'anneaux circulaires avec un profil complémentaire de celui du profil à générer, fig.2.12 [UNG 04]. L'axe des roues est incliné par rapport à l'axe du semi-produit, avec l'angle d'hélice moyen du filet à générer.

Le cycle de travail est le suivant :

- avance rapide du charriot sur lequel est fixée la tête de roulage ;
- avance de travail et amorçage de la tête (sur quelques spirales du filet) ;
- roulage du filet sur toute sa longueur ;
- retrait rapide de la tête de roulage

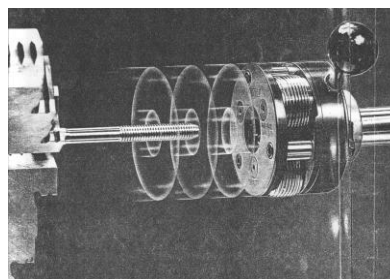


Fig. 1.11 Dispositif de roulage axial des filets sur un tour [UNG 04]

Les têtes de roulage axial utilisées pour les machines outils avec commande numérique (CNC) sont réalisées en deux variantes : fixes et tournantes.

Les fixes sont pour le roulage des filets sur des semi-produits tubulaires, pour le roulage des profils bague et pour les cannelures en développante avec le module jusqu'à 1,25 mm. Les têtes de roulage tournantes sont utilisées sur des tours équipées avec tête revolver, étant efficaces dans le cas de roulage des filets avec pas, diamètres, senses ou profils différentes sur la même pièce, dans le cas des productions petite série.

Dans le cas du roulage tangentiel, le mouvement d'avance de la tête de roulage est réalisé perpendiculairement à l'axe de la pièce. La tête de roulage consiste en deux outils roues avec une largeur égale à la longueur du filet à réaliser. L'avance de travail de la tête de roulage a lieu sur 15 ...25 rotations de la pièce. C'est un procédé utilisé pour la mise en forme des filets courts, des filets situés à la proximité d'une épaulement de la pièce ou dans une zone centrale sur la longueur de la pièce [UNG 04].

Dans le cas du roulage radial, le filet est obtenu par une seule rotation de la pièce. Les outils roues sont montés excentriquement dans la tête de roulage, ce qui assure la réalisation de l'avance de pénétration sur la direction de la profondeur de déformation, en maintenant fixe la position entre leurs axes. L'entrée des outils en contact avec le semi-produit et la libération de celui-ci après la mise en forme se passent sur une zone conique des roues.

En pratique le roulage des profils avec des têtes à rouler peut être réalisé par tous types d'outillages, capables de développer une puissance suffisante pour pouvoir assurer la déformation plastique. Pour cette opération, les tours sont les machines outils les plus utilisées, mais pour le roulage axial peuvent également être utilisées des fraiseuses.

1.2.7 Outils de roulage

Le matériau de l'outil doit présenter [GER 85], [HAU 86], [NIT 00]:

- une dureté élevée pour les surfaces actives (58...64 HRC);
- une grande résistance à l'usure;
- une faible susceptibilité à la surchauffage et à la déformation;
- une très bonne stabilité des caractéristiques mécaniques;
- une très bonne stabilité dimensionnelle.

Les matériaux utilisés sont des aciers spéciaux d'outils avec 12 %Cr et les aciers rapides, refondus sous vide ou obtenus par des technologies spécifiques à la métallurgie des poudres. Celles-ci permettent d'obtenir une dureté finale de plus de 60 HRC. Pour améliorer leur durée de vie, les outils sont soumis parfois à des traitements thermiques de surface.

Les outils de type roues pour tailler les engrenages avec le profil disposé axialement sont des outils utilisés pour générer la denture, les rainures ou les surfaces striées, se trouvent pendant le roulage en engrenage sans jeu avec le semi-produit, la tête de la dent de la roue engrenant le pied de la dent de la pièce, et le pied de la dent de la roue –la tête de la dent de la pièce. La denture de ces outils peut être réalisée en construction monobloc (pour des profils de petite dimension) ou assemblée, figure 1.12. Dans ce cas les segments usés peuvent être remplacés.

Les outils roues pour le roulage avec avance radiale/axiale des filets métriques ISO d'usage général sont standardisés (STAS 7741-83).

Les dimensions et les éléments du profil des filets de ces outils sont présentés sur la figure 1.12.

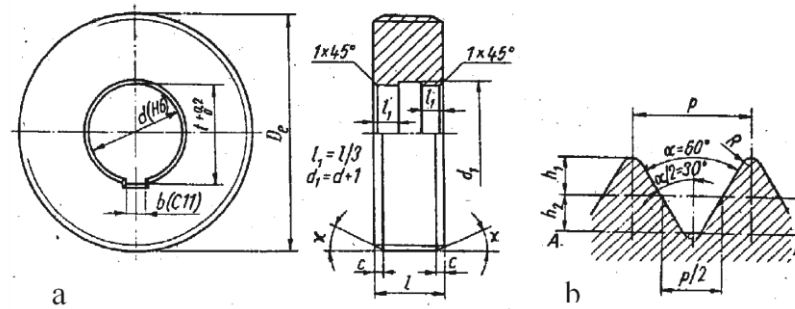


Fig. 1.12 Outil roue pour filet métrique [NIT 09]
a – dessin d'exécution; b – profil élémentaire

Les dimensions D_e (le diamètre maximal admis par l'outillage), les autres dimensions caractéristiques et l'angle α sont choisis par le concepteur. Le diamètre moyen des roues D_2 se détermine en fonction du diamètre moyen du filet à réaliser, d_2 , et par le nombre d'enroulement des filets de la roue, k_r :

$$D_2 = k_r \cdot d_2 \quad (2.7)$$

Quant au nombre d'outils de roulage, dans la plupart des cas on utilise deux outils, mais on applique aussi couramment des schémas de formage avec un ou plusieurs outils. L'augmentation du nombre d'outils a pour but la diminution de l'effort local appliqué sur le semi-produit, qui doit prévenir la déformation excessive de celui-ci (dans le cas des pièces tubulaires, par exemple). Les outils sont, en général, disposés symétriquement par rapport au semi-produit (sauf dans le cas du formage avec un seul outil), figure 1.13, ce qui permet de maintenir le semi-produit centré par rapport aux outils, empêchant le mouvement radial de la pièce pendant le roulage.

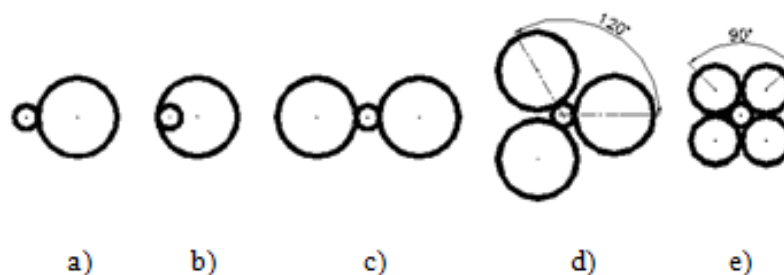


Fig. 1.13 Disposition des outils de roulage : a) et b) schémas de formage avec un outil, c) schémas de formage avec deux outils, d) schémas de formage avec trois outils, e) schémas de formage avec quatre outils

1.3 RECHERCHES SUR LA MODÉLISATION NUMÉRIQUE DU PROCESSUS DE PROFILAGE AVEC DES OUTILS ROUES

1.3.1 Intérêt de la simulation numérique

La simulation numérique a fait des progrès considérables dans les dernières années, grâce à l'augmentation de la capacité de calcul sur ordinateur et de stockage des données. La simulation

numérique par la méthode des éléments finis est la plus répandue. Elle permet de traiter des problèmes non linéaires associés au comportement du matériau, à la géométrie et au frottement.

La méthode des éléments finis est une méthode numérique largement employée en raison des avantages qu'elle présente: elle est une méthode générale qui permet d'aborder une gamme large de problèmes, et elle utilise des programmes qui offrent a priori la possibilité d'effectuer des calculs jusqu'au niveau de précision voulu.

Les logiciels commerciaux disposent d'interfaces graphiques qui permettent facilement d'analyser et de visualiser les résultats. La simulation constitue donc un instrument incontournable pour l'analyse des causes des problèmes qui surgissent dans les procédés de mise en forme par déformation plastique, et pour les prévenir.

Il existe de nombreux logiciels spécialisés qui utilisent la méthode des éléments finis, tels que : ABAQUS, DEFORM, CATIA, LS-DYNA-3D, NASTRAN, ADINA, ANSYS etc.

Indifféremment du programme de calcul utilisé la simulation par la méthode des éléments finis se réalise en trois phases : la génération du fichier de données (pré-processeur), le lancement du calcul proprement dit (processeur) et l'exploitation des résultats (post-processeur), fig. 1.14.

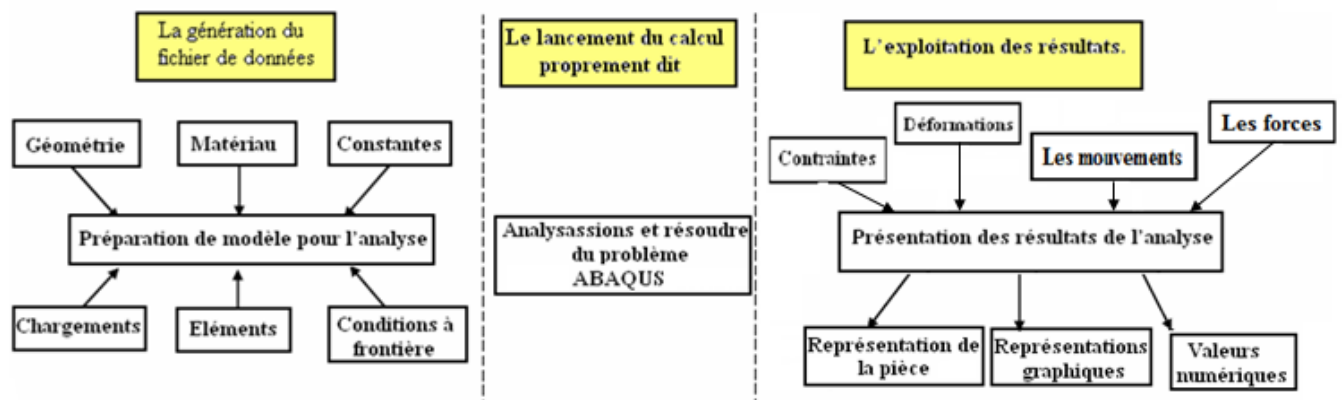


Fig. 1.14. Schéma général d'un calcul par la méthode des éléments finis

Les simulations par la méthode des éléments finis ont été développées en grand nombre au cours des 20 dernières années pour analyser et étudier le comportement des matériaux dans les procédés industriels de formage par déformation plastique.

Les simulations numériques utilisent des modèles théoriques, souvent complexes, pour représenter les phénomènes réels. Si leur utilisation est généralement plus économique et flexible que les expériences réelles, les validations sont toujours nécessaires pour confronter les résultats à l'expérience.

Du point de vue de l'utilisateur, la simulation numérique des processus de déformation plastique utilise une modélisation des éléments impliqués dans le processus de formage : semi-produit, éléments du système technologique, et des conditions aux limites appliquées ; cette étape est suivie par la simulation numérique, au cours de laquelle on obtient l'évolution pendant le processus de diverses grandeurs : les contraintes et les déformations du corps déformé, l'écoulement du matériau, la forme et les dimensions finales du produit. L'analyse du processus devient possible à partir de la phase de post-traitement, l'analyse consistant en :

- l'identification des problèmes qui apparaissent pendant le processus et l'établissement de leurs causes ;
- l'établissement des caractéristiques du produit réalisé : géométrie, état de déformations, contraintes résiduelles ;

Ainsi, en modifiant correctement les paramètres / éléments du processus on peut optimiser les paramètres technologiques de pilotage du procédé et les éléments du système technologique (précisément, les outils) pour atteindre un objectif déterminé (la qualité ou le coût du produit, la productivité du formage).

1.3.2 Etudes numériques du profilage

Les préoccupations de simulation numérique par la méthode des éléments finis du formage par roulage ont commencé à partir des années 1990 [MAR 98], [MAR 99], mais le volume très important de calculs nécessaires et l'incapacité des ordinateurs à simuler le processus dans un temps raisonnable ont fait que celles-ci se sont limitées dans un premier temps à la compréhension du processus de déformation étudié [MAR 98], [MAR 99], [DOM 02] et à l'analyse de l'état de contraintes et de déformations de profils circulaires à différents niveaux de déformation, fig. 1.15.

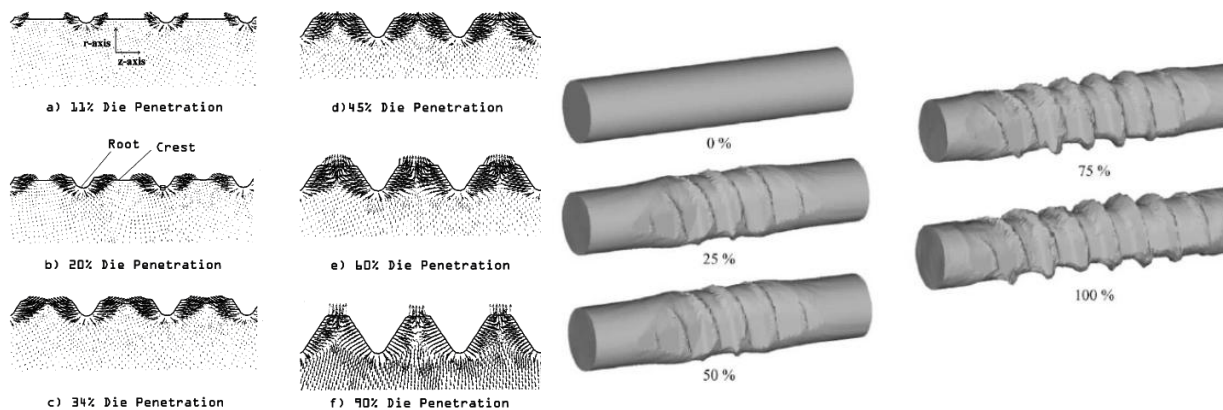


Fig. 1.15 L'analyse des flux de matière à différents pourcentages de pénétration de l'outil [DOM 02], [PAT 04]

Les études se sont intensifiées dans les années 2000, avec le développement de la capacité de calcul sur ordinateurs. Les analyses et les études effectuées dans le cadre de ces recherches ont cherché, premièrement, à établir le modèle qui décrit le mieux le processus étudié. D'autre part, elles se sont orientées vers : l'optimisation des technologies de roulage existantes [DOM 02], [DOM 02], [KIM 07], [FAR 06], [KIM 07], [WAR 06], [McC 01], le développement de nouveaux procédés de formage [GON 04], [PAT 01], [KAO 06] et le développement de systèmes [CAD/CAE/CAM] pour certains procédés de formage [KAO 06].

Les principales caractéristiques des études portant sur la simulation des procédés de roulage à froid sont présentées ci-dessous. Le matériau de la pièce soumis au roulage est dans tous les cas un acier industriel, allié ou non allié. Les processus de roulage simulés et les profils de la pièce étaient ceux couramment utilisés dans la pratique:

- roulage radial avec deux outils roues pour réaliser des cannelures circulaires et des filets (profil métrique et trapézoïdal), fig. 1.16.a;
- roulage avec des coins plan pour générer des profils hélicoïdaux (différentes formes), fig. 1.16.b;
- roulage avec des outils crémaillère pour obtenir des rainures, fig. 1.16.c;

- roulage par chocs intermittents pour obtenir des filets, fig. 1.16.d.

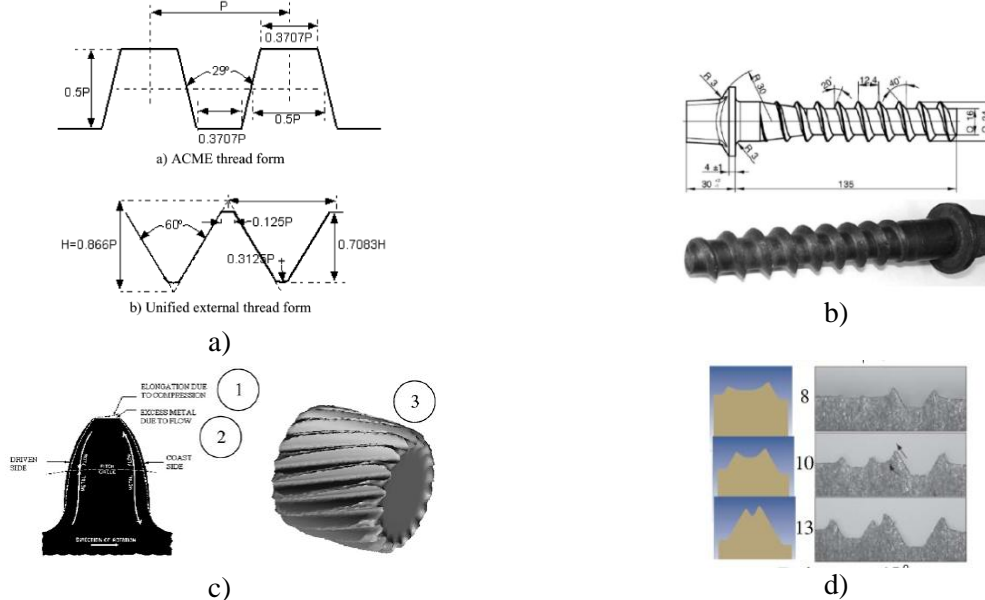


Fig. 1.16 Profil de pièces utilisées dans la modélisation numérique du formage par roulage à froid [DOM 02], [PAT 04], [KAM 07], [WAR 07]

Un des problèmes importants de la modélisation numérique est de savoir comment caractériser l'écroissage du matériau. Par exemple, la loi de Johnson Cook [JOH 83] a été utilisée par [WAR 07] en prenant des valeurs de paramètres empruntées à la littérature.

Un autre problème dans la modélisation numérique concerne la loi de frottement entre l'outil et le semi-produit. Dans toutes les études que nous avons trouvées, la loi de Coulomb a été utilisée avec un coefficient de frottement constant. En faisant varier la valeur du coefficient de frottement dans le cas du roulage radial [DOM 02] a obtenu les résultats suivants:

- pour les faibles valeurs du coefficient de frottement (entre 0,05 et 0,2, valeurs habituelles pour les procédés de laminage à froid), l'effet de cette variation sur le comportement de l'écoulement du matériau est faible, et les différences entre les niveaux de déformation et de hauteur des profils sont négligeables ;
- pour des niveaux élevés du coefficient de frottement, l'écoulement de matière est fortement affecté, la hauteur du profil qui résulte est moins importante pour la même avance des outils.

L'exposant d'écroissage dans la loi de Hollomon affecte aussi la forme du profil et le flux de matière [DOM 02] : un fort exposant d'écroissage diminue la hauteur de profil, ce qui indique un écoulement plus difficile (fig. 1.17).

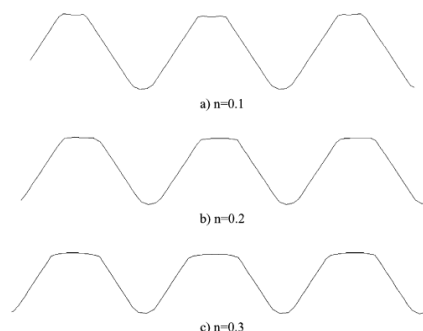


Fig. 1.17 Influence de la variation du coefficient d'écroissage n dans la loi de Hollomon sur la forme de profil obtenu par simulation [DOM 02]

Les modèles ont été développés en 2D et 3D. Les modèles 3D, fig. 1.18, donnent des résultats

beaucoup plus proches de la réalité, mais le temps de simulation est élevé. Les modèles 2D (déformation plane), fig. 1.19, peuvent être envisagés pour réduire considérablement le temps de calcul et augmenter le nombre d'éléments dans une section, en supposant une déformation négligeable dans la direction circonférentielle. Le risque est d'obtenir des résultats approximatifs [DOM 02].

Des simulations numériques effectuées [FAR 06] ont essayé d'optimiser les résultats et de diminuer le temps de calcul en jouant sur les conditions technologiques (nombre de tours, longueur semi-produit). Par exemple, la simulation du roulage de rainures circulaires par roulage montre que l'utilisation d'un modèle 3D avec cinq tours est le meilleur compromis entre la précision des résultats et la durée de simulation.

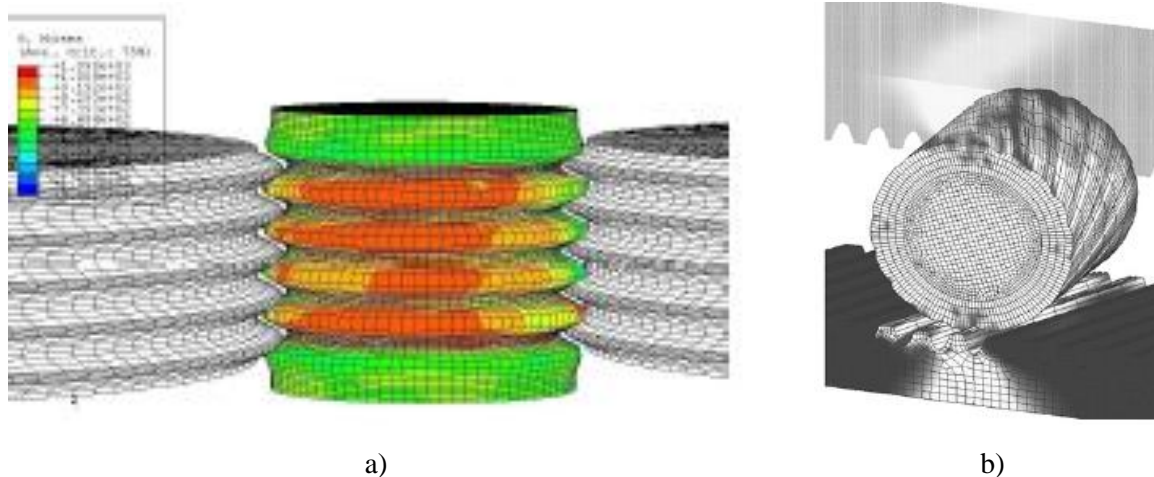


Fig. 1.18 La modélisation numérique 3D:

a) Roulage radial de profils circulaires [FAR 06]; b) roulage avec des outils crémaillère [KAM 07]

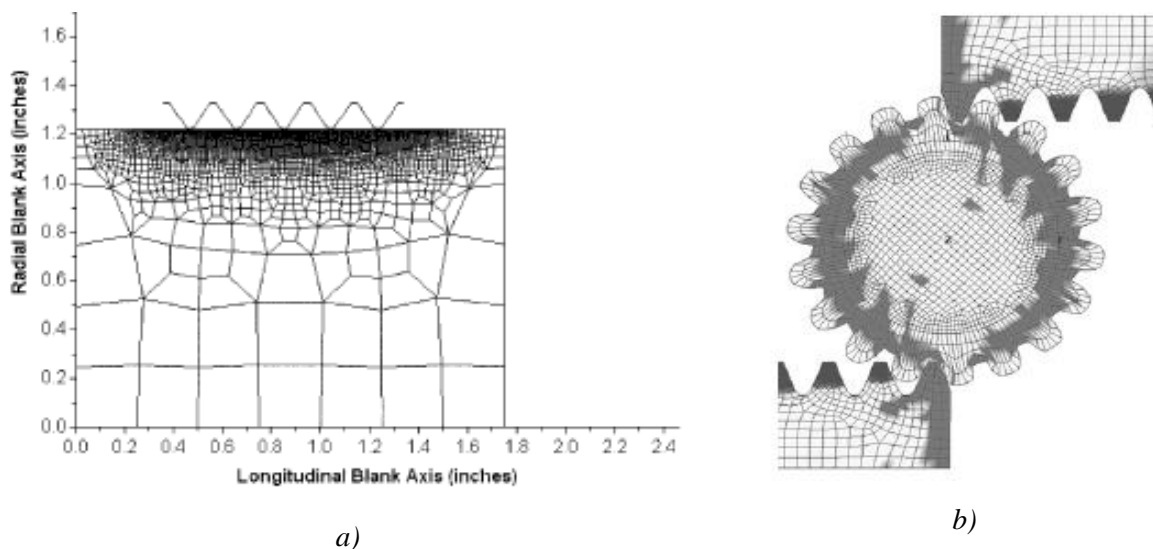


Fig. 1.19 La modélisation numérique 2D: a) roulage radial de filets [DOM 02] ;

b) roulage avec des outils crémaillère [KAM 07]

D'autres facteurs spécifiques de modélisation numérique sont les suivants:

- la prise en compte de la température (la température du processus est généralement considérée comme constante);

- la modélisation des outils roues (rigides ou déformables).

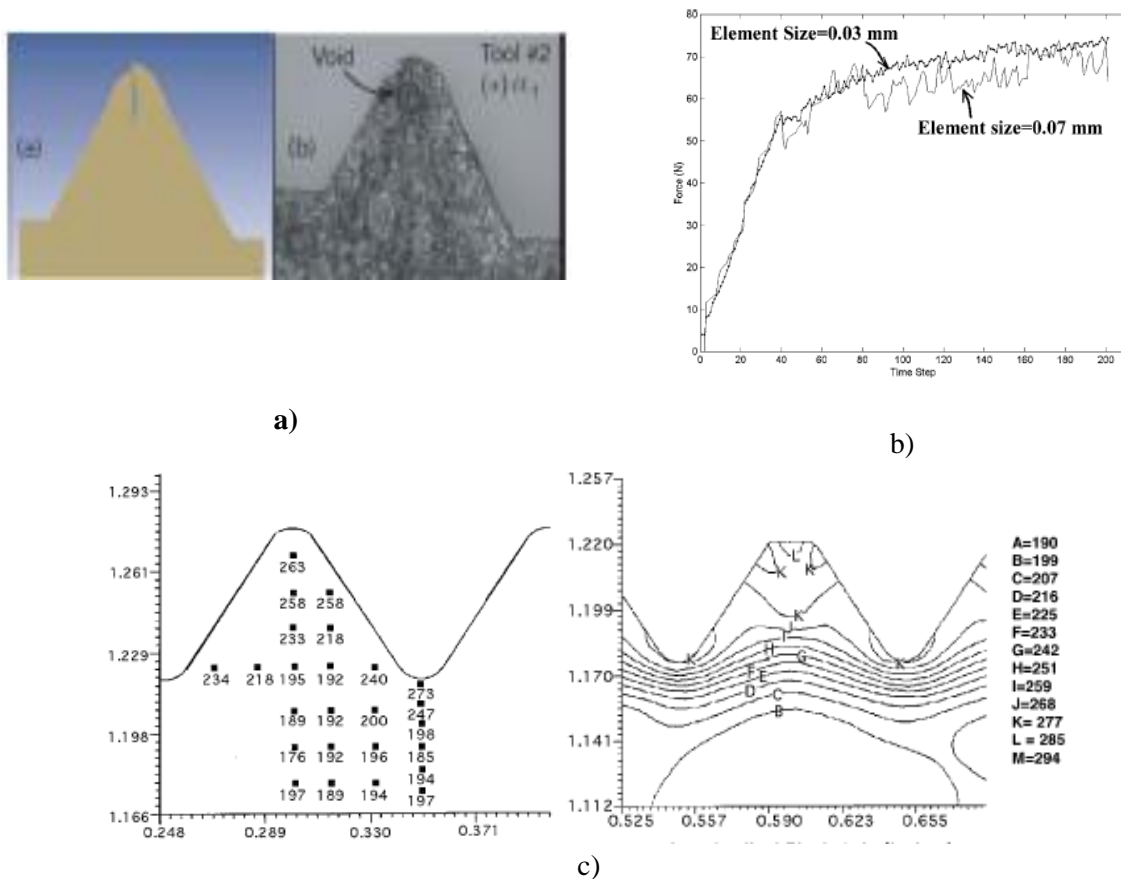


Fig. 1.20 Eléments de comparaison entre les résultats de la simulation et les résultats expérimentaux:
 a) écoulement du matériau; b) courbes force-déplacement (ou force-temps)
 c) distribution de la micro-dureté (d'après DOM 02)

Afin de valider les simulations, les principaux éléments de comparaison entre les résultats de simulations numériques et l'expérience concernent:

- les analyses métallographiques (analyse des flux de matière), fig. 1.20.a;
- la précision géométrique du profil résultant;
- la micro-dureté du matériau roulé, fig. 1.20.c;
- l'état de contraintes résiduelles dans la pièce roulée;
- les courbes force-déplacement, fig. 1.20.b.

Les principales recherches dans le but d'améliorer les processus concernent l'influence de la vitesse de pénétration de l'outil roue sur l'état de contraintes résiduelles et de déformations dans la pièce et sa résistance à la fatigue [DOM 02], [PAT 04], [KIM 07], [FAR 06], [WAR 06]. Selon les conclusions de ces études, lorsque la vitesse de pénétration des outils roues augmente les contraintes résiduelles maximales et la déformation plastique maximale augmentent, conduisant à une résistance accrue à la fatigue de la pièce.

1.4 CONCLUSIONS

Nous avons analysé dans ce chapitre les aspects technologiques de la réalisation de profils par déformation plastique à froid avec des outils roues.

L'étude bibliographique réalisé a montré que les procédés de mise en forme par déformation plastique à froid présente des avantages par rapport à l'usinage. L'application sur grande échelle de ces procédés comporte des risques qui ne sont pas tout le temps très bien gérés par des méthodes classiques .

Compte tenu des bénéfices qui sont attendus de la simulation numérique pour mieux comprendre le déroulement du processus, les risques d'échec et définir les voies pour son optimisation, nous avons d'autre part présenté l'état actuel des études numériques du procédé. Les simulations numériques continuent à présenter des difficultés, liées aux très forts gradients obtenus en cours de roulage dans la zone de la dent du profil, en même temps qu'à une modélisation correcte du comportement du matériau. C'est pourquoi les simulations numériques doivent être validées par des comparaisons avec l'expérience avant de servir d'outil d'optimisation du procédé.

A partir des caractéristiques de base du matériel soumis à la déformation, la simulation numérique du processus peut donner des réponses à plusieurs difficultés d'application pour des procédés de réalisation des profils par roulage. A cause de ça, ce sujet est dans l'attention des chercheurs du ce domaine depuis plusieurs années.

Les recherches faites dans cette thèse ont eu comme axe principale la mise au point des modèles de simulation pour la réalisation des pièces cylindriques avec outil roue ; pièces qui sont fabriquées par des matériaux très utilisées dans l'industrie. Les données regardant le comportement à la déformation plastique des matériaux, ont été obtenues expérimentale en faisant des tests de traction, compression et torsion. La validation des modèles a été faite, aussi, par des méthodes expérimentales.

CHAPITRE 2

CARACTERISATION EXPERIMENTALE DU COMPORTEMENT PLASTIQUE DES MATERIAUX UTILISES

2.1 INTRODUCTION

2.2 DESCRIPTION DES ESSAIS MECANIQUES REALISES

2.2.1 Essais de traction

2.2.2 Essais de torsion

2.2.3 Essais de compression

2.3 CARACTERISTIQUES GENERALES DES MATERIAUX UTILISES

2.3.1 Matériaux utilisés – composition chimique – caractéristiques mécaniques

2.3.2 Analyse métallographique

2.3.3 Micro-dureté initiale

2.4 RESULTATS ET ANALYSE DES ESSAIS MECANIQUES

2.4.1 Les échantillons à la fin des essais mécaniques

2.4.2 Courbes conventionnelles

2.4.3 Courbes rationnelles d'écrouissage

2.4.4 Modélisation des courbes d'écrouissage

2.5 CONCLUSIONS

2.1 INTRODUCTION

La caractérisation expérimentale du comportement plastique sur quatre matériaux OLC15, OLC35, 18MnCr11 et 40Cr10 utilisés dans cette étude a pour principal objectif de déterminer les lois d'érouissage qui seront introduites dans les simulations numériques.

Dans le tableau 2.1 on retrouve la correspondance entre les normes roumaines, françaises et allemandes regardant les matériaux utilisées pour les recherches.

Tableau 2.1 La correspondance entre les standards pour les matériaux utilisés

Normes roumaines	Normes françaises	Normes allemandes
STAS 880-80	NF A 35-551-72 A 35-552-72	DIN 17200-69 17210-69
OLC15	XC15	
OLC35	XC35	
STAS 791-80	NF A 35-551-72 A 35-552-72 A 35-571-74	DIN 17210-69 17200-69
18MnCr11	16MC5	16MnCr5
40Cr10	42C4	41Cr4

Nous avons utilisé 3 types d'essais: traction, torsion et compression. Une caractéristique très importante dans les procédés de roulage de profils sur des barres est le niveau très élevé des déformations plastiques atteintes à la surface des pièces roulées. Pour déterminer correctement l'érouissage du matériau en grandes déformations, l'essai de traction est limité par le développement de la striction. Les essais de torsion et de compression permettent par contre d'atteindre des niveaux de déformation beaucoup plus importants, ce qui justifie leur mise en œuvre dans le cadre de cette caractérisation. Nous adopterons le critère de von Mises pour convertir les résultats sous forme de courbes de contrainte équivalente en fonction de la déformation équivalente. Les différents essais ont d'autre part été réalisés à 2 vitesses de déformation, la vitesse la plus forte étant a priori plus adaptée aux très fortes vitesses de déformation atteintes en roulage. Enfin, tous les essais ont été réalisés à la température ambiante.

2.2 DESCRIPTION DES ESSAIS MECANIQUES REALISES

2.2.1 Essais de traction

Les essais de traction ont été réalisés à Université de Pitesti sur des éprouvettes de section circulaire, dont le schéma est donné sur la figure 2.1.

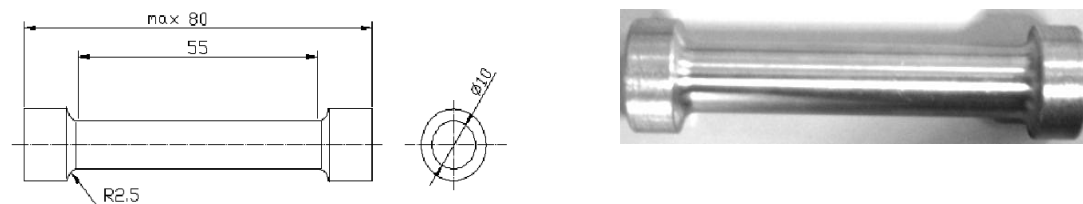


Fig. 2.1 Eprouvettes utilisées pour les essais de traction

Les vitesses de traction utilisées on a été de 18 mm/min et de 180 mm/min, ce qui correspond à des vitesses de déformation nominales $\dot{\varepsilon} = 0,0054 \text{ s}^{-1}$ et $\dot{\varepsilon} = 0,054 \text{ s}^{-1}$, respectivement.

2.2.2 Essais de torsion

Les essais de torsion ont été réalisés sur une machine mise au point au LEM3 (Laboratoire d'Etude de Microstructures et de Mécanique des Matériaux) (figure 2.2). La machine impose à une éprouvette de section circulaire une rotation autour de son axe. Le déplacement axial est laissé libre afin de mesurer un éventuel changement de longueur. Les paramètres de réglage des essais sont la rotation imposée (rad), le temps d'essai (s) et la température (°C) réglable grâce à une enceinte thermique. Les grandeurs mesurées en cours d'essai sont le moment de torsion M_t et la rotation θ de l'éprouvette. Le schéma des éprouvettes est donné sur la figure 2.3.

Nos essais ont été réalisés à la température ambiante, en utilisant 2 vitesses de rotation : $\omega_{\min} = 0,05$ rad/s et $\omega_{\max} = 1$ rad/s, ce qui correspond à des vitesses de déformation de glissement à la surface des éprouvettes de $\dot{\gamma}_{\min} = 0,0039$ s⁻¹ et $\dot{\gamma}_{\max} = 0,078$ s⁻¹, respectivement.

Un calcul analytique inverse peut être effectué pour déterminer le comportement du matériau en partant de la réponse globale de l'éprouvette (moment de torsion M_t en fonction de la rotation θ). On obtient la contrainte de cisaillement τ_{\max} et la déformation de glissement γ_{\max} à la surface de l'éprouvette par les relations:

$$\tau_{\max} = \frac{1}{2\pi R^3} \left[3M_t + \theta \frac{dM_t}{d\theta} \right] \quad (2.1)$$

$$\gamma_{\max} = R\theta / l$$

où R et l sont respectivement le rayon et la longueur de l'éprouvette. Les grandeurs $\tau_{\max} = \tau$ et $\gamma_{\max} = \gamma$ sont ensuite converties en contrainte équivalente $\bar{\sigma}$ et déformation équivalente $\bar{\varepsilon}$ en utilisant le critère de von Mises, ce qui donne:

$$\bar{\sigma} = \tau\sqrt{3} \quad (2.2)$$

$$\bar{\varepsilon} = \gamma / \sqrt{3}$$



Fig. 2.2 Montage expérimental utilisé pour les essais de torsion

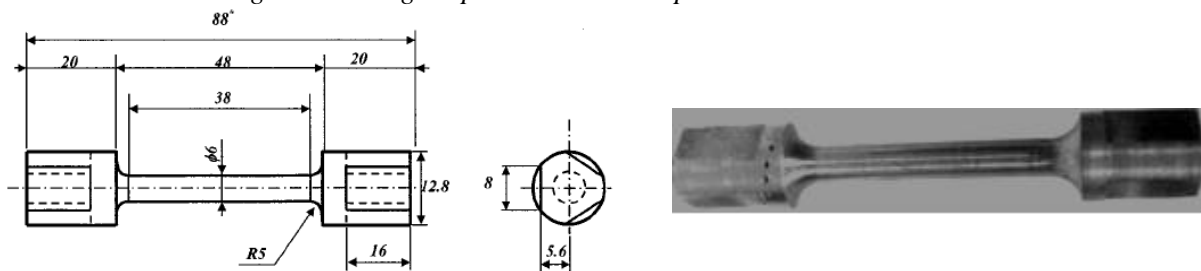


Fig. 2.3 Eprouvettes utilisées pour les essais de torsion

2.2.2 Essais de compression

Les essais de compression ont été réalisés sur une machine de traction-compression Zwick de capacité 1200 kN au LEM3 (Laboratoire d'Etude de Microstructures et de Mécanique des Matériaux)

(figure 2.4). La compression est réalisée en plaçant l'éprouvette entre 2 plateaux parallèles, l'un étant fixe et l'autre relié à la traverse mobile de la machine. Les paramètres de réglage de l'essai sont la vitesse de déplacement et le déplacement final. Les données acquises en fonction du temps sont la force de compression F et le déplacement Δl de la traverse mobile assurant la compression. Le schéma des éprouvettes est donné sur la figure 2.5.

Les essais ont été effectués à la température ambiante à 2 vitesses de déplacement de la traverse : 1,8 mm/min et 180 mm/min, ce qui correspond à des vitesses de déformation nominales de $10^{-3} s^{-1}$ et $10^{-1} s^{-1}$, respectivement. Les essais ont été réalisés en interposant de la graisse entre l'éprouvette et les plateaux de compression. Nous avons estimé la rigidité de la machine à partir de la partie linéaire initiale de la courbe $F(\Delta l)$ de façon à tenir compte de la déformation de la machine et de déterminer le raccourcissement Δl_{ep} de l'éprouvette. L'essai a ensuite été analysé comme un essai homogène, bien que l'éprouvette prenne progressivement une forme de tonneau en raison des conditions de contact avec les plateaux servant à la réalisation de l'essai.

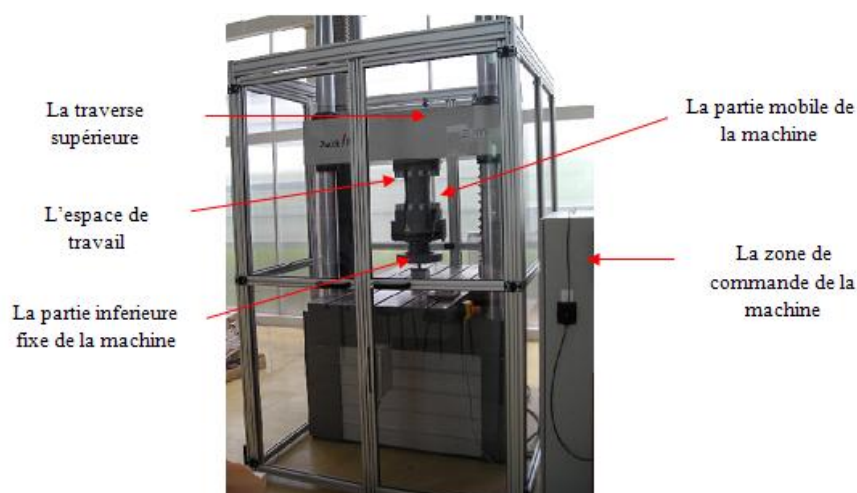


Fig. 2.4 Machine de traction-compression utilisée pour les essais de compression

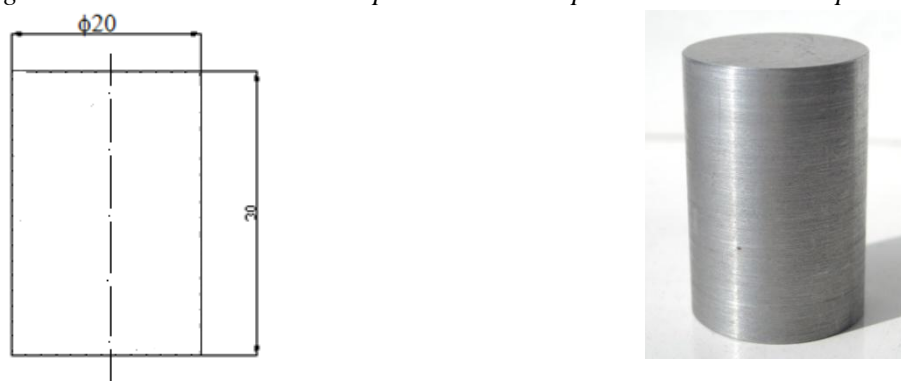


Fig. 2.5 Eprouvettes utilisées pour les essais de compression

2.3 CARACTERISTIQUES GENERALES DES MATERIAUX UTILISES

2.3.1 Composition chimique et caractéristiques mécaniques des matériaux utilisés

Les matériaux utilisés sont des aciers: OLC15, OLC35, 18MnCr11 et 40Cr10. Ils ont été choisis pour obtenir une assez large variété de comportements. Les éprouvettes ont été prélevées dans des barres de longueur 6 m, et de section circulaire de diamètre: $\phi 30$ pour OLC15, $\phi 22$ pour OLC35 et 18MnCr11, $\phi 24$ pour 40Cr10.

Pour déterminer la composition chimique et la structure métallographique d'une barre de chaque matériau, deux disques ont été coupés par usinage dans le milieu des barres. La composition chimique des matériaux a été déterminée par la méthode de l'arc d'argon, selon STAS 333-87. Les résultats obtenus sont présentés dans le tableau 2.2. Les valeurs en pourcentage en poids des éléments présents dans la composition des nuances d'acier utilisées sont obtenues sur des échantillons coupés à 2 m de l'extrémité de la barre. Ces valeurs se situent dans les limites établies par les normes de ces matériaux.

Tableau 2.2 La composition chimique mesuré, des nuances d'aciers sélectionnés pour les expériences

Type d'acier	Composition chimique [% poids]								
	C	Mn	Cr	Si	S	P	Ni	Mo	Cu
OLC15	0.15	0.65	0.11	0.27	0.018	< 0.03	0.08	0.01	0.31
OLC35	0.37	0.56	0.15	0.26	0.034	< 0.03	0.18	0.03	0.34
18MnCr11	0.21	1.03	0.94	0.29	0.007	< 0.03	0.09	0.01	0.23
40Cr10	0.43	0.61	0.97	0.25	0.008	< 0.03	0.09	0.01	0.25

La composition chimique de ces matériaux, conforme aux normes spécifiées ci-dessus est présentée dans le tableau 2.3:

Tableau 2.3 Composition chimique standard des nuances d'aciers

Type d'acier	Composition chimique [% poids]								
	C	Mn	Si	Cr	Ni	Mo	S	P	
	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	
OLC15	0.12-0.18	0.35-0.65	0.17-0.37	-	-	-	<0.040	<0.040	
OLC35	0.32-0.39	0.5-0.8	0.17-0.37	<0.40	<0.40	<0.1	0.02-0.04	<0.04	
18MnCr11	0.15-0.21	0.9-1.2	-	0.90-1.2	-	-	0.02-0.04	0.035	
40Cr10	0.37-0.45	0.70-0.10	0.17-0.37	0.3	-	-	0.035	0.035	

Les caractéristiques mécaniques conventionnelles obtenues par essais de traction, données par le fournisseur sont indiquées dans le tableau 2.4.

Tableau. 2.4 Principales caractéristiques mécaniques des différents aciers

Type d'acier	R _{p0.2} , [N/mm ²]	R _m , [N/mm ²]	A ₅ , [%]
OLC 15	298	475	15
OLC 35	248	558	13
18MnCr11	309	776	10
40Cr10	396	837	7

Les caractéristiques mécaniques prescrit par les normatifs pour les aciers étudiées sont présentés dans le tableau 2.5.

Tableau. 2.5 Les caractéristiques mécaniques standard

Type d'acier	R _{p0.2}	R _m	A ₅
	[N/mm]	[N/mm]	[%]
OLC15	350	500-650	14
OLC 35	430	630-780	17
18MnCr11	540	790-1080	10
40Cr10	800	1000- 2000	11

Les notations du tableau sont :

- R_m, la résistance à la rupture, représente le ratio de F_{max} et A₀ aire section transversale de l'éprouvette.
- R_{p0.2}, limite d'écoulement conventionnelle, représente l'effort unitaire qui correspond à la section d'éprouvette, pour lequel la longueur spécifique ε_p, atteint la valeur de 0.2%.

- A_5 , longueur spécifique de la rupture.

Si on regarde les dernières quatre tableaux (données standard et données mesurés), on tire la conclusion que la composition chimique et les caractéristiques des aciers utilisées sont conformes et elles se trouvent dans les limites recommandés par les normatifs.

2.3.2 Analyse métallographique

L'analyse métallographique a été effectuée en utilisant un microscope métallographique optique par réflexion, figure.2.6. Ce microscope permet l'acquisition des images avec différents grossissements allant de 50X à 1000X. Les images obtenues par une caméra vidéo sont enregistrées dans l'ordinateur.



Fig. 2.6 Microscope Leica DMLM

L'analyse microscopique et l'image de la structure des quatre matériaux, figure 2.7, met en évidence des pourcentages différents de perlite et de ferrite:

- le plus grand pourcentage de ferrite (constituant facilement déformable à froid) est présent dans l'acier OLC15 (80%), suivi par l'acier OLC35 (65%);
- l'acier 40Cr10 à un pourcentage très élevé (85%) de perlite (constituant peu déformable);
- l'acier 18MnCr11 a un pourcentage égal des deux constituants, ferrite et perlite.

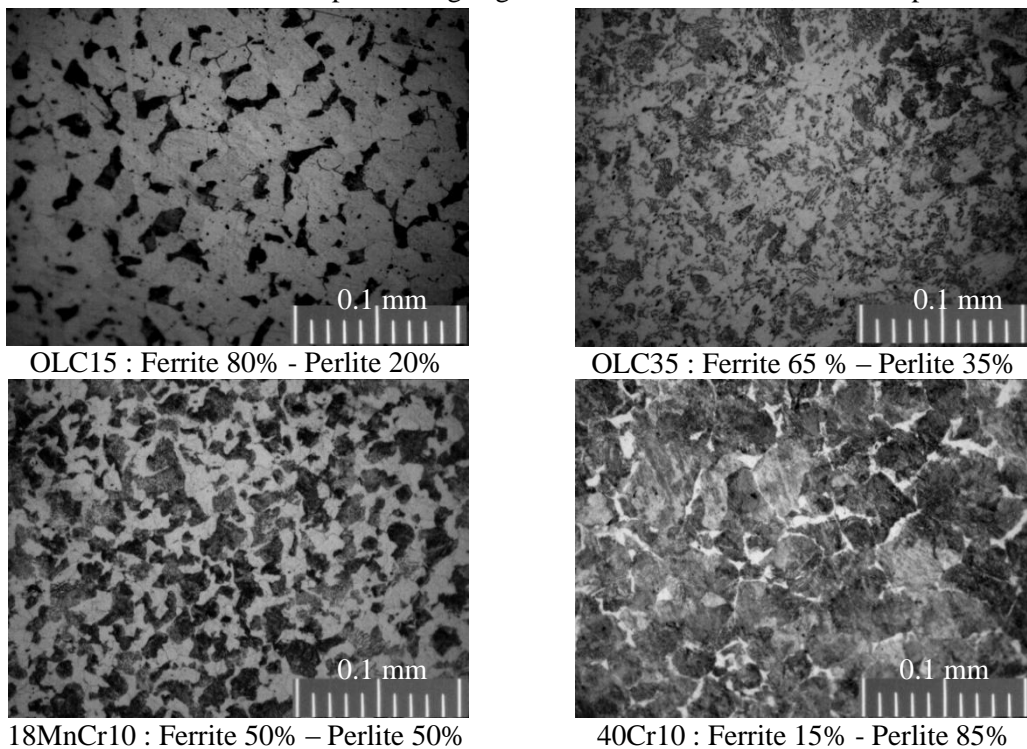


Fig. 2.7 Structure métallographique des matériaux utilisés

2.3.3 Dureté initiale

Pour l'analyse de la dureté des matériaux et pour obtenir des valeurs moyennes représentatives, ont été utilisés cinq échantillons coupés sous forme de disques pour chaque matériau:

trois dans une barre et deux dans l'autre barre de chaque matériau (coupée à 2 m de l'extrémité de la barre).

Six mesures de la dureté Brinell HB $\varnothing 2/750$ (sur une face du disque) et six mesures de micro dureté HV_{0,2} (sur l'autre face du disque) ont été effectuées, ce qui conduit à un total de 30 valeurs pour chaque type de dureté et chaque matériau, tableau 2.6.

Tableau 2.6 Valeurs mesurées de la dureté Brinell et de la micro-dureté Vickers

Référence éprouvette	I		II		III		IV		V	
	HB	HV	HB	HV	HB	HV	HB	HV	HB	HV
OLC15	147	201	149	210	179	203	158	210	155	221
	146	219	152	201	182	206	163	210	158	221
	148	201	153	194	180	220	158	224	157	235
	146	213	166	217	153	208	163	206	145	213
	146	213	165	213	149	214	156	197	145	213
	146	217	165	210	150	219	157	189	146	210
OLC35	176	215	174	191	179	215	177	221	186	232
	174	215	179	205	179	226	179	221	176	232
	172	210	179	205	180	221	181	221	177	221
	175	205	174	210	179	210	174	215	179	221
	178	204	174	210	176	205	172	221	179	201
	177	210	177	201	178	205	183	221	180	201
18MnCr11	218	238	210	257	217	244	208	250	233	257
	213	244	211	244	215	244	214	244	217	238
	217	238	210	244	196	244	213	232	219	244
	200	238	205	238	205	238	200	221	228	238
	194	232	198	238	207	257	198	244	230	238
	217	232	193	244	212	244	196	244	235	244
40Cr10	286	278	265	303	277	303	285	286	273	312
	282	286	265	312	284	286	292	286	273	303
	278	286	271	312	285	303	290	286	276	303
	283	286	278	293	287	293	282	286	272	294
	277	271	270	303	285	293	274	294	261	294

Les 30 valeurs pour chaque type de dureté et matériau ont permis une interprétation statistique, considéré comme un échantillon d'une population. En supposant une distribution normale pour un niveau de confiance $(1 - \alpha) = 0.995$ et une probabilité de 95% ont été calculées : la dispersion des échantillons et les limites de dureté des matériaux utilisés, tableau 2.7.

Tableau 2.7 Paramètres statistiques de la dureté HB et de la micro-dureté HV des échantillons

Matériau	OLC15		OLC35		18MnCr11		40Cr10	
	HB	HV	HB	HV	HB	HV	HB	HV
Paramètre moyen	156.1	210.9	177.4	213	211	241.7	277.3	293.2
Limite inf.	126.3	183.7	168.6	185.2	178.6	220.1	253.2	264.5
Limite sup.	185.9	238.2	186.2	240.9	243.3	263.3	301.5	321.9
Dispersion, s_d^2	10.5	9.6	3.1	9.8	11.4	7.6	8.5	10.1

On note que les matériaux se classent dans l'ordre de duretés croissantes : OLC15, OLC35, 18MnCr11, 40Cr10. C'est aussi l'ordre de teneur croissante en perlite, plus dure que la ferrite (§ 2.3.2).

2.4 RESULTATS ET ANALYSE DES ESSAIS MECANIQUES

2.4.1 Les échantillons à la fin des essais mécaniques

Les éprouvettes obtenues en fin d'essai sont montrées sur les figures 2.8-2.10 pour chaque type d'essai.

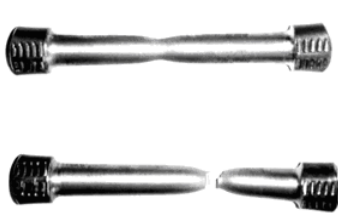


Fig. 2.8 Eprouvettes obtenues en fin d'essai de traction



Fig.2.9 Eprouvettes obtenues en fin d'essai de torsion



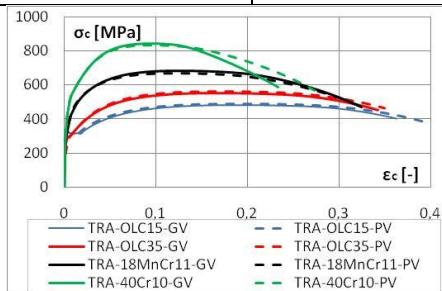
Fig. 2.10 Eprouvettes obtenues en fin d'essai de compression

2.4.2 Courbes conventionnelles

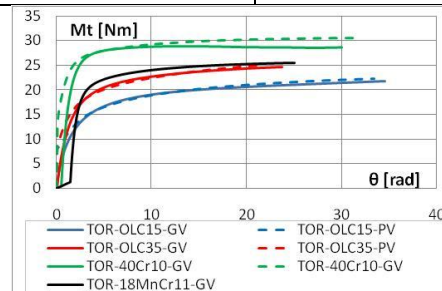
Les données obtenues aux essais mécaniques de traction, torsion et compression sont présentées partiel dans l'annexe 2.1. Suite au traitement de ces données on a obtenu les courbes conventionnelles pour les quatre matériaux étudiés, qui sont présentées dans la figure 2.11. Pour les essais de traction et de compression sont reportées la contrainte conventionnelle $\sigma_c = F / S_0$ en fonction de la déformation conventionnelle $\varepsilon_c = \Delta l / l_0$. Pour les essais de torsion on a porté le moment de torsion M_t en fonction de la rotation θ . On rappelle les vitesses de déformation associées à ces différents essais dans le tableau 2.8.

Tableau 2.8 Valeurs des vitesses de déformation dans les différents essais

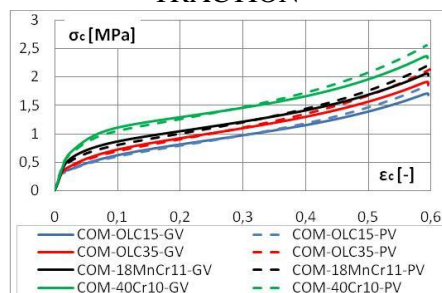
	Traction (TRA)	Torsion (TOR)	Compression (COM)
Petite vitesse PV	$\dot{\varepsilon} = 0,0054 \text{ s}^{-1}$	$\dot{\gamma} = 0,0039 \text{ s}^{-1}$	$\dot{\varepsilon} = 10^{-3} \text{ s}^{-1}$,
Grande vitesse GV	$\dot{\varepsilon} = 0,054 \text{ s}^{-1}$	$\dot{\gamma} = 0,078 \text{ s}^{-1}$	$\dot{\varepsilon} = 10^{-1} \text{ s}^{-1}$



TRACTION



TORSION



COMPRESSION

Fig. 2.11 Résultats expérimentaux pour les différents types d'essais sur les différents matériaux

2.4.3 Courbes réelles d'érouissage

Les résultats des ces essais peuvent être analysées en traçant les courbes réelles:

- **pour l'essai de traction** – les courbes de déformation réelles dans le système des axes ε_p , σ_r ; à la traçage d'une courbe de déformation réelle on tien compte qu' à la déformation plastique du matériel, l'aire du section initiale se diminue. Ainsi, on peut écrire les relations suivantes:

$$\varepsilon_p = \int_{l_0}^l \frac{\Delta l}{l_0} = \ln(1 + \varepsilon_{nom p}) \quad (2.3)$$

$$\varepsilon_{nom p} = \varepsilon_{nom} - \frac{\sigma_{nom}}{E} = \frac{\Delta l}{l_0} - \frac{F}{S_0 \cdot E} \quad (2.4)$$

$$\sigma = \frac{F}{S} = \frac{F}{S_0} \cdot \frac{S_0}{S} = \frac{F}{S_0} \cdot \frac{l}{l_0} = \frac{F}{S_0} \left(1 + \frac{\Delta l}{l_0} \right)$$

$$\sigma_r = \sigma_{nom} (1 + \varepsilon_{nom}) \quad (2.5)$$

- **pour l'essai à la torsion** – à partir du moment de torsion mesuré, M_t , on peut déterminer la tension tangentielle τ et l'angle spécifique de torsion γ avec les relations (2.1). Entre la tension tangentielle τ et la tension effective $\bar{\sigma}$ on a la relation (2.2);
- **pour l'essai de compression** – la déformation réelle est déterminée par les relations suivantes:

$$\varepsilon_r = \ln(1 + \varepsilon_{conv}) \quad (2.6)$$

Et la tension réelle est déterminée avec la relation :

$$\sigma_r = \sigma_{conv} \cdot e^{\varepsilon_r} \quad (2.7)$$

La détermination des déformations et tensions réelles ont été faites dans l'hypothèse que la déformation est homogène sur tout le domaine utilisé.

Les courbes réelles, classées par matériau, sont présentées sur la figure 2.12. Les résultats de torsion sont transformés en grandeurs équivalentes en utilisant le critère de von Mises. Les remarques suivantes s'appliquent à tous les matériaux:

- les déformations atteintes en traction sont nettement plus faibles que celles qui peuvent être atteintes en compression ou en torsion, en raison de la striction;
- les niveaux de contraintes sont sensiblement plus faibles en torsion qu'en traction ou compression;

- pour chaque type d'essai et chaque matériau on observe une tendance systématique : d'abord, la courbe à grande vitesse (GV) se situe légèrement au dessus de la courbe à petite vitesse (PV), puis elle passe en dessous de cette dernière.

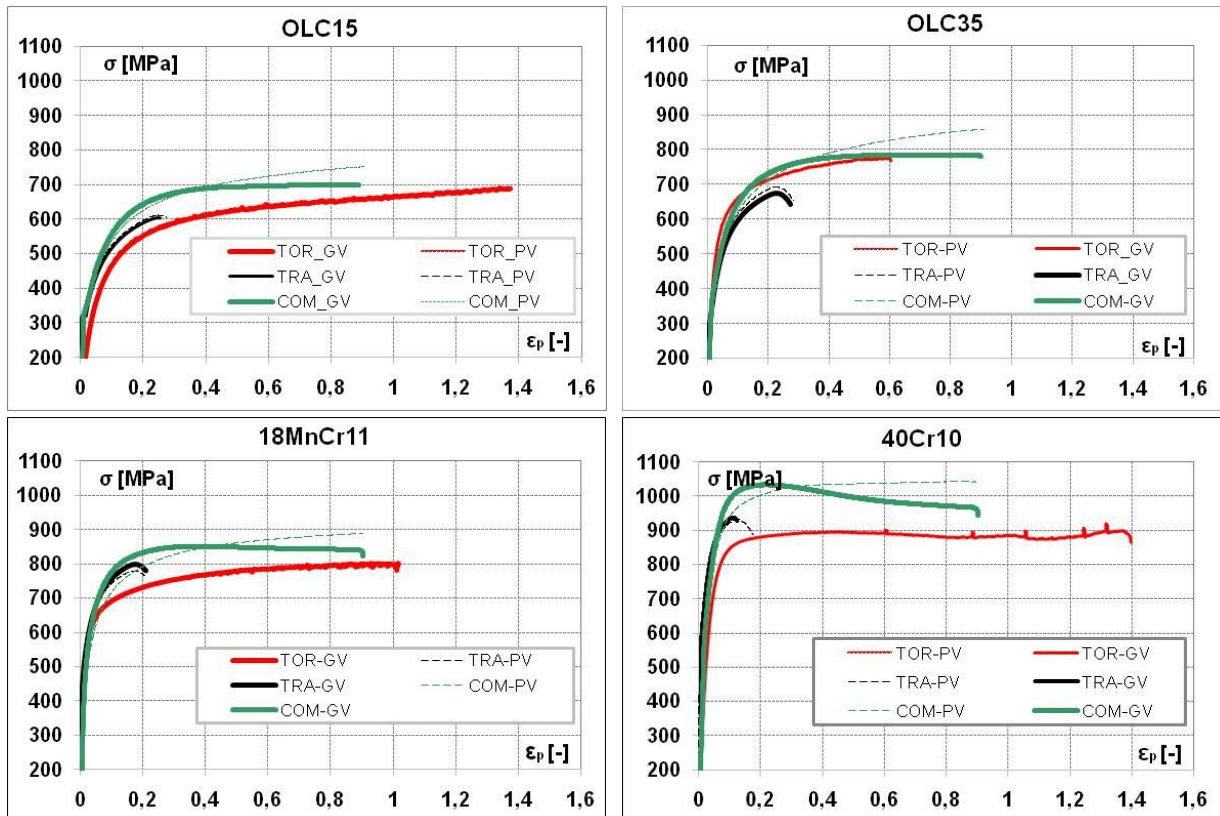


Fig. 2.12 Courbes contrainte équivalente en fonction de la déformation équivalente obtenues pour les différents essais sur les différents matériaux

Nous interprétons ce comportement de la façon suivante, en faisant intervenir l'échauffement des éprouvettes dû à la production de chaleur par déformation plastique:

- en premier lieu, l'évacuation de la chaleur produite, vers les extrémités de l'éprouvette et par convection vers l'air ambiant, est beaucoup plus importante à petite vitesse qu'à grande vitesse, de sorte que l'essai à PV est relativement proche de conditions isothermes, tandis que l'essai à GV se rapproche de conditions adiabatiques;
- au début de l'essai, l'échauffement progressif de l'éprouvette à GV se fait peu sentir, et le comportement révèle une sensibilité positive à la vitesse de déformation (la contrainte augmente lorsque la vitesse de déformation augmente);
- lorsque l'essai se poursuit, l'échauffement à GV est de plus en plus fort, et la sensibilité négative à la température se manifeste par un niveau de contraintes plus faible (la contrainte diminue lorsque la température augmente).

On note que la différence de contrainte à GV et PV en grandes déformations est plus marquée en compression qu'en torsion. Une explication possible de cette différence est que la production de chaleur est quasi-uniforme dans tout le volume de l'éprouvette en compression, alors que celle-ci est beaucoup plus faible en torsion lorsqu'on se rapproche du cœur de l'éprouvette. En torsion, la chaleur produite par déformation plastique en surface de l'éprouvette peut donc être évacuée par conduction vers le cœur de l'éprouvette, en plus de l'échange avec l'air ambiant, ce qui conduit à un échauffement moindre en torsion.

2.4.4 Modélisation des courbes d'érouissage

Nous cherchons principalement à obtenir des lois d'érouissage permettant de prévoir raisonnablement le comportement jusqu'aux très grandes déformations plastiques obtenues en roulage (les simulations numériques conduisent à des déformations équivalentes jusqu'à $\bar{\varepsilon} \approx 4$. C'est pourquoi nous n'avons pas pris en considération les résultats obtenus en traction, qui donnent des courbes d'érouissage jusqu'à des déformations de l'ordre de $\bar{\varepsilon} \approx 0,1 - 0,2$ selon les matériaux.

Nous avons tout d'abord testé les lois classiquement utilisées pour analyser les essais de traction, tableau 2.9:

Tableau 2.9 Lois d'érouissages usuels

Loi	Swift	Ludwik	Voce
Expression	$\bar{\sigma} = K(\varepsilon_0 + \bar{\varepsilon})^N$	$\bar{\sigma} = \sigma_0 + K\bar{\varepsilon}^N$	$\bar{\sigma} = \sigma_s \left[1 - A \cdot \exp(-B \cdot \bar{\varepsilon}) \right]$
Paramètres	K, ε_0, N	σ_0, K, N	σ_s, A, B

Ces différentes lois à 3 paramètres ne permettent pas d'obtenir un ajustement correct des courbes obtenues en torsion ou en compression sur tout le domaine de déformation de ces essais, y compris pour les courbes à PV pour lesquelles l'échauffement peut être considéré comme négligeable.

C'est pourquoi nous avons choisi pour l'érouissage une loi à 5 paramètres, combinant les lois de Hollomon ($\sigma = K\varepsilon^n$) et de Vocé, et ré-écrit la loi d'érouissage sous la forme:

$$\sigma = \left[K\varepsilon^n + S(1 - A \exp(-B\varepsilon)) \right] \quad (2.8)$$

Nous avons préféré utiliser les résultats de compression plutôt que ceux de torsion, en raison de la nature fortement compressive des états de contraintes obtenus en roulage. Les résultats des essais de compression à PV ont donc été analysés selon cette loi. L'identification des cinq paramètres (K, N, S, A, B) de la loi de comportement a été faite par la programmation mathématique, en utilisant la méthode du gradient, par l'interface fourni de logiciel Fortran, dans le système d'exploitation LINUX. Les résultats sont donnés dans le tableau 2.10.

Tableau 2.10 Paramètres de la loi d'érouissage (2.7) identifiés pour les 4 matériaux

Matériau	K (MPa)	n	S (MPa)	A	B
OLC15	542,5	0,135	217,6	0,99	9,91
OLC35	645,2	0,134	224,0	0,99	9,93
18MnCr11	710,5	0,104	216,5	0,99	13,53
40Cr10	673,8	0,022	371,8	0,99	15,61

Compte tenu de la rapidité du processus de roulage, on envisage aussi le comportement identifié à GV. Pour cela, nous nous sommes inspirés de la loi empirique de Johnson-Cook, qui exprime les effets de l'érouissage, de la vitesse de déformation et de la température sous la forme multiplicative (2.9) :

$$\sigma = \left[\sigma_0 + K\varepsilon^n \right] \left[1 + C \ln \left(\dot{\varepsilon} / \dot{\varepsilon}_0 \right) \right] \left[1 - \left(\frac{T - T_0}{T_m - T_0} \right)^m \right] \quad (2.9)$$

où la contrainte d'écoulement σ dépend de la déformation plastique ε , de la vitesse de déformation

plastique $\dot{\varepsilon}$ et de la température T ; σ_0 , K et n sont les paramètres d'écrouissage, C est le coefficient de sensibilité à la vitesse de déformation, $\dot{\varepsilon}_0$ est une vitesse de déformation de référence et T_0 une température de référence ; T_m est la température de fusion du matériau et m une constante.

Dans cette loi exprimée sous forme multiplicative, le premier terme représente l'écrouissage, le second représente la sensibilité à la vitesse de déformation et le troisième la sensibilité à la température. On rappelle que l'échauffement $T - T_0$ en conditions adiabatiques correspond à une fraction β de la puissance plastique qui se transforme en chaleur. Dans ces conditions le taux d'augmentation de température \dot{T} est obtenu par l'équation :

$$\beta \sigma \dot{\varepsilon} = c \rho \dot{T} \quad (2.10)$$

où β est le coefficient de Taylor-Quinney, généralement pris égal à 0,9, et qui représente la fraction de puissance plastique qui se transforme en chaleur, c est la capacité calorifique spécifique du matériau et ρ est la masse volumique.

Nous avons par contre modifié le terme d'écrouissage dans la loi de Johnson-Cook en l'exprimant à l'aide de l'expression (2.9), ce qui donne :

$$\sigma = \left[K \varepsilon^n + S(1 - A \exp(-B\varepsilon)) \right] + C L n \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \left[1 - \left(\frac{T - T_0}{T_m - T_0} \right)^m \right] \quad (2.11)$$

Les essais de compression à GV ont été analysés à partir de l'expression (2.11), dans laquelle les paramètres d'écrouissage sont ceux déjà identifiés à PV (tableau 2.7). L'échauffement ($T - T_0$) qui apparaît dans l'équation (2.11) est supposé être une fraction α de l'échauffement en conditions adiabatiques, calculé à l'aide de l'équation (2.10) en utilisant les fichiers de points expérimentaux (σ, ε). Afin d'assurer une meilleure cohérence de l'identification, nous avons fixé la même valeur pour la fraction α de l'élévation réelle de température par rapport à l'élévation de température en conditions adiabatiques pour tous les matériaux. Nous avons choisi une valeur moyenne égale à 0,7. On obtient un très bon ajustement des courbes à GV, les seuls paramètres à identifier étant le coefficient C de sensibilité à la vitesse de déformation et l'exposant m dans le terme de sensibilité à la température. Les résultats de cette identification sont donnés dans le tableau 2.11.

Tableau 2.11 Paramètres de sensibilité à la vitesse de déformation et à la température identifiée pour les 4 matériaux

Matériau	C	m	α
OLC15	0,0125	0,78	0,7
OLC35	0,0164	0,71	0,7
18MnCr11	0,0213	0,70	0,7
40Cr10	0,0119	0,87	0,7

Les lois ainsi identifiées, extrapolées jusqu'à une déformation $\varepsilon=4$, seront utilisées comme données d'entrée de la loi d'écrouissage pour les simulations numériques du roulage. Les courbes obtenues sont présentées sur la figure 2.13. On observe pour tous les matériaux une forte décroissance de la contrainte d'écoulement à GV en grandes déformations.

Ce comportement s'explique par l'échauffement de plus en plus fort du matériau.

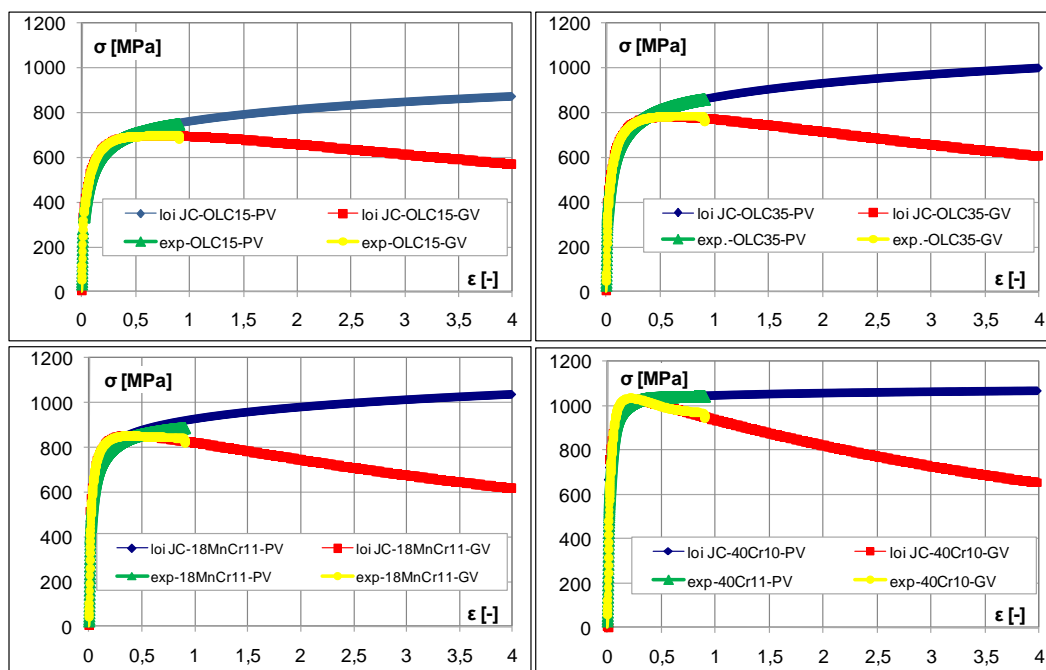


Fig. 2.13 Courbes contrainte équivalente en fonction de la déformation équivalente obtenues pour les différents essais sur les différents matériaux

2.5 CONCLUSIONS

Nous avons réalisé des essais de traction, de torsion et de compression sur les différents matériaux utilisés dans cette étude, afin de caractériser leur écrouissage, et d'établir des lois qui seront introduites dans les simulations numériques du procédé de roulage avec des outils-roues. La principale difficulté est d'obtenir les extrapolations fiables du comportement pour les grandes déformations qui sont atteintes dans ce procédé. Nous avons choisi de retenir les résultats obtenus en compression, qui nous ont permis d'atteindre des déformations $\varepsilon=0,9$.

Le choix de la vitesse de déformation conduit à des différences significatives, qui s'expliquent de la façon suivante :

- pour les petites déformations (jusqu'à $\varepsilon=0,2-0,3$), la sensibilité à la vitesse de déformation conduit à un niveau légèrement supérieur des contraintes à la plus grande vitesse de déformation;
- aux déformations moyennes, les contraintes deviennent plus faibles à la plus grande vitesse de déformation, en raison d'un échauffement plus grand dû à la moins bonne diffusion de la chaleur produite par déformation plastique.

Les extrapolations en très grandes déformations ($\varepsilon>1$) accentuent la tendance observée aux déformations moyennes, en raison de l'échauffement beaucoup plus grand à forte vitesse de déformation. Nous considérerons au chapitre 4 les influences des 2 lois ainsi identifiées pour chaque matériau, sachant que les effets thermomécaniques sont différents en compression et dans le procédé de roulage. En effet, la production de chaleur est quasi uniforme dans l'essai de compression. Par contre, la déformation, et donc la production de chaleur, est principalement limitée à la couche superficielle de la barre en cours de roulage, ce qui permet une conduction de la chaleur vers la zone centrale de la barre pendant le processus.

CHAPITRE 3

CARACTERISATION EXPERIMENTALE DU PROCESSUS DE DEFORMATION PLASTIQUE PAR MISE EN FORME AVEC DES OUTILS ROUES

3.1 INTRODUCTION

3.2 LA CINEMATIQUE DU PROCESSUS

3.3 LA REALISATION DU DISPOSITIF EXPERIMENTAL

3.4 LES PARAMETRES DU PROCESSUS

3.5 LA PLANIFICATION DES ESSAIS

3.6 LES MESURES EFFECTUEES

3.6.1 Les paramètres et les méthodes utilisées pour la mesure

3.6.2 Mesure des forces de déformation

3.6.3 Mesure du déplacement radiale des roues

3.6.4 Mesure de pression

3.6.5 Mesure des paramètres de précision géométrique des profils

3.6.6 Mesure de la rugosité des profils

3.6.7 Mesure de micro-dureté des pièces

3.6.8 Analyse métallographique des pièces

3.7 LES RESULTATS

3.7.1 Résultats obtenus en temps réel

3.7.2 Résultats de précision géométrique des profils

3.7.3 Résultats de la rugosité des profils

3.7.4 Résultats de micro-dureté des pièces

3.7.5 Analyse métallographique de la structure des pièces

3.8 CONCLUSIONS

3.1 INTRODUCTION

Le processus de déformation à froid par roulage avec des outils roues est utilisé principalement pour la réalisation de profils hélicoïdaux, de type filets ou profils circulaires sur des barres cylindriques. On utilise des machines spéciales où la pièce, une barre cylindrique (2) d'un certain diamètre, est placée sur un support (3) entre les deux roues (1) et (4) (fig. 3.1). Les roues ont un mouvement de rotation, entraînant par frottement la rotation de la pièce (2). L'avance radiale des roues assure le formage du profil sur la pièce.

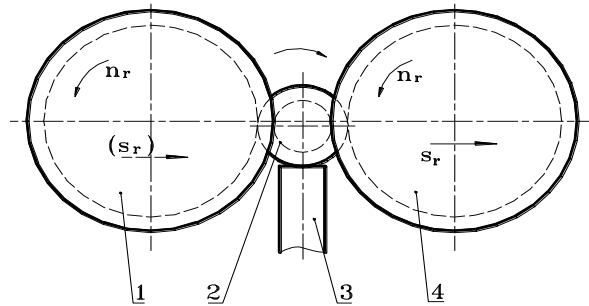


Fig. 3.1 Principe de formage avec deux roues et avance radiale sur des machines spécialisées

Pour la recherche expérimentale, nous avons utilisé un tour équipé d'un dispositif spécialement conçu et réalisé pour atteindre les objectifs proposés. Compte tenu des difficultés soulevées par la commande en rotation des roues, nous avons choisi d'installer la pièce sur le tour, et de laisser les roues libres en rotation sur leur axe.

Nous présentons dans ce chapitre le dispositif expérimental qui a été réalisé, et les essais effectués. Ceux-ci suivent un plan d'expériences où les paramètres technologiques des essais (vitesse de rotation de la pièce et pression du système hydraulique assurant le déplacement des outils roues) varient dans une large gamme de valeurs. Les mesures en temps réel (force radiale et pénétration des roues en fonction du temps) sont analysées en fonction de ces paramètres. Les autres mesures réalisées concernent la précision géométrique des profils, leur rugosité et la micro-dureté des pièces au niveau de la couche superficielle constituant le profil. Les influences des paramètres technologiques sur ces différentes grandeurs sont également discutées pour les différents matériaux.

3.2 LA CINÉMATIQUE DU PROCESSUS

La pièce (1), fig.3.2, est entraînée en rotation par le tour. Pour le profilage, les deux roues (3) ont un mouvement de pénétration radiale, simultanément avec la rotation de la pièce. Les roues ont le même diamètre D . Elles sont entraînées en rotation par frottement, et leur profil est le conjugué de celui que l'on veut générer sur la pièce. Le processus de déformation est le résultat de la pénétration des roues dans le semi-produit.

La largeur de l'outil roue est égale à la longueur du profil généré. Nous avons choisi des outils permettant de générer 5 pas du profil souhaité. Ainsi les résultats pour le profil central ne sont pas affectés dans une mesure importante par le flux de matière aux extrémités.

Les paramètres du procédé de déformation radiale sont: la profondeur de la déformation, h , la vitesse de roulage, v_r , la vitesse d'avance radiale, w_r .

La profondeur de déformation, h_d , est la distance maximale de pénétration du profil roue dans le semi-produit, elle est déterminée par la relation:

$$h_d = (d_0 - d_i)/2 \quad (3.1)$$

où: d_0 diamètre du semi-produit [mm]; d_i diamètre intérieur du profil généré [mm].

La vitesse de roulage, v_r , correspond à la vitesse périphérique du semi-produit sur le diamètre de roulage d_r . Compte tenu de la cinématique du processus, le diamètre de roulage correspond au diamètre du contact outil-semi-produit. Pour le cas où la vitesse de rotation de la pièce est réglée à une valeur constante n_p [tours/min], la vitesse de roulage est donnée par la relation:

$$v_r = (\pi \cdot d_r \cdot n_p) / 60 \quad [\text{mm/s}] \quad (3.2)$$

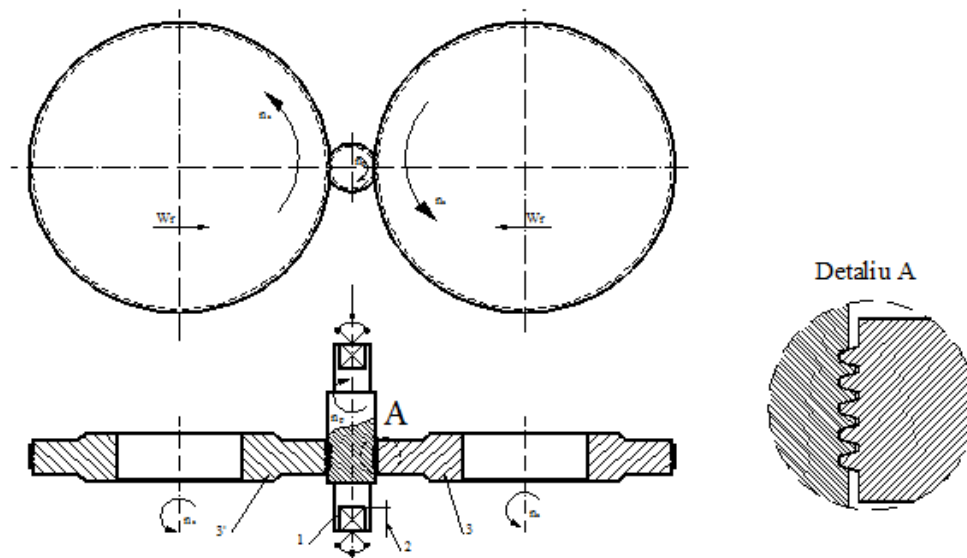


Fig. 3.2 Schéma du procédé de roulage radial utilisé dans cette étude

La vitesse d'avance radiale (vitesse de pénétration), w_r , est réalisée avec des outils roues. C'est elle qui détermine le temps nécessaire pour réaliser le profil, et donc la productivité du processus, ainsi que la variation de la force de roulage et la qualité de la couche superficielle du profil roulé.

Pour obtenir une bonne circularité du profil, il est nécessaire d'effectuer un calibrage de celui-ci. Le calibrage consiste à maintenir constante la distance entre les axes des outils en fin du processus de déformation. Le temps de calibrage, t_c , ne devrait pas être trop grand pour ne pas endommager la surface en cours de roulage.

Le schéma de principe d'un cycle de traitement d'une pièce comprend trois phases:

- I – la déformation, au cours de laquelle se produit le formage de la pièce par la pénétration des outils roués dans le semi-produit, qui évolue en fonction de la profondeur de déformation;
- II – le calibrage, qui vise à atteindre une forme circulaire du profil, par le maintien d'une distance constante entre les outils roués, à une valeur définie par le diamètre intérieur de profil souhaité;
- III – le retrait de l'outil, au cours duquel les outils sont retirés du contact avec la pièce, en conduisant à la libération des efforts entre les outils et la pièce.

En raison de l'inertie du système et de l'élasticité de ses composants, le régime exact de fonctionnement n'est pas connu de façon aussi précise.

Pour analyser la cinématique entre la pièce et l'outil roué, nous considérons une représentation des éléments en interaction dans une section perpendiculaire à l'axe de la pièce, fig. 3.3. Le roulage se produit dans la zone d'intersection des centres O_1 de l'outil et O de la pièce, au voisinage du point A . Dans cette zone les vitesses tangentielles de l'outil et de la pièce sont égales.

Nous pouvons définir ainsi à chaque moment du processus de pénétration de l'outil, un diamètre sur la pièce qui avec le diamètre extérieur de l'outil, définit la zone de roulage.

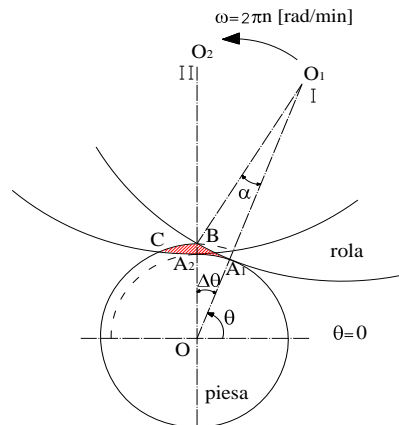


Fig. 3.3 Zone de déformation et forme de la courbe de pénétration d'un outil dans la pièce

Dans ces circonstances, la forme de la courbe de pénétration de l'outil dans la pièce dans la phase de déformation de la pièce, se produit selon une spirale plane. La cinématique du processus dans un référentiel lié à la pièce correspond à la rotation de l'outil à la vitesse $\omega = 2\pi n$ [rad/min] = $\pi n/30$ [rad/s] autour de la pièce, et sa pénétration dans la pièce a une profondeur A_s . La profondeur A_s correspond à la pénétration radiale de l'outil dans le matériau pendant une rotation de celui-ci.

La déformation du volume élémentaire du matériau se passe dans un temps Δt , nécessaire pour la rotation d'outil roule de la position I vers la position II, avec un angle θ . Pendant ce temps le volume élémentaire de matière formant la section appropriée ABCD est comprimé et la matière est redistribuée. Le mode de compression-redistribution du volume de la matière dépend de la forme du profil de la roue.

Dans le cas du roulage radial avec deux outils roule, l'action sur le matériau se produit deux fois au cours d'une rotation de la pièce, qui correspond à un temps $T=60/n$ [s]. Pour cette raison, la déformation des zones sur la périphérie de la pièce se fera successivement au bout de deux spirales planes associées à l'action des deux outils roues. L'évolution du rayon associé à un même point sur la périphérie de la pièce prend la forme de la figure. 3.4. La profondeur de pénétration est donnée par :

$$A_s(t) = \frac{30}{n} w_r(t) \quad [s] \quad (3.3)$$

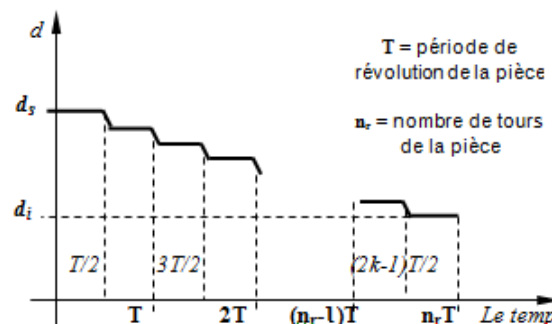


Fig. 3.4 Evolution du rayon d'un point situé sur la périphérie de la pièce

3.3 LA REALISATION DU DISPOSITIF EXPERIMENTAL

Pour réaliser le procédé, nous avons choisi d'utiliser un tour universel SCN 630 du Laboratoire de Fabrication Mécanique, Pitesti, qui a été équipé. Les fonctions qui ont besoin d'être assurées sont:

- effectuer le roulage (faire tourner la pièce, appliquer les forces sur les roues), et faire varier les paramètres du procédé dans les limites fixées. Il a été conçu un dispositif hydraulique qui assure le déplacement des roues;

- mesurer en temps réel les forces radiales sur les roues à l'aide de capteurs résistifs (force nominale $F_N=200$ kN, sensibilité $2mV/V$, résistance du capteur, $R = 350 \pm 5\% \Omega$);

- mesurer en temps réel le déplacement des roues dans la direction radiale à l'aide de capteurs de déplacement inductifs;

- mesurer en temps réel la rotation des roues à l'aide de codeurs inductifs;

- régler le temps d'application de la force du dispositif hydraulique - relais à temps ; capteur de proximité - afin de contrôler le procédé. Une butée est prévue pour limiter la profondeur de pénétration des roues dans la pièce dans la direction radiale.

Le schéma de principe du stand expérimental est représenté sur la figure. 3.5.

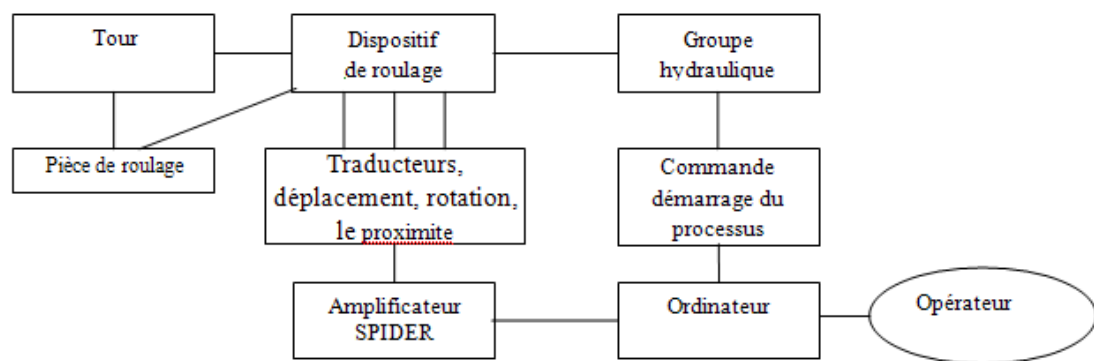


Fig. 3.5 Schéma de principe du stand expérimental

La vue 3.6 représente le système expérimental. Les principaux composants sont :

- la pièce roulée (1), fixée sur le tour entre (2) et (3), et entraînée en rotation par (4)
- les roues (6) déformant la pièce, dont les axes (7) sont reliés au chariot porte-outils mobile (8) se déplaçant dans les guides (9)
- les moteurs hydrauliques (10)

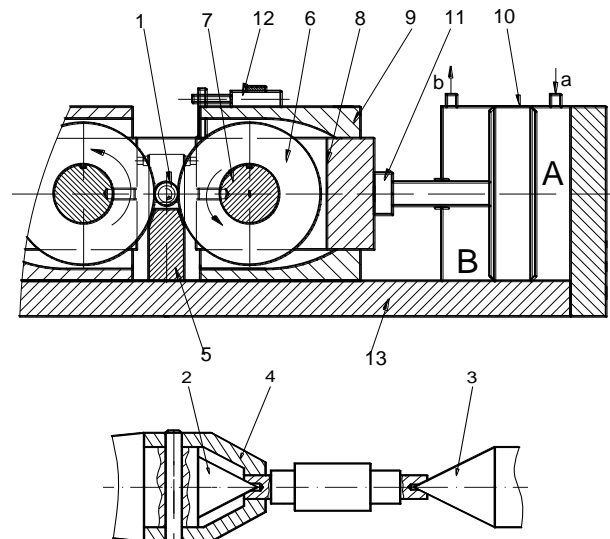


Fig. 3.6 Vue de la conception du dispositif de roulage radial

Une vue axonométrique du dispositif de roulage est représenté sur la figure. 3.7, et des

photographies du stand d'essai sont présentées sur la figure. 3.8.

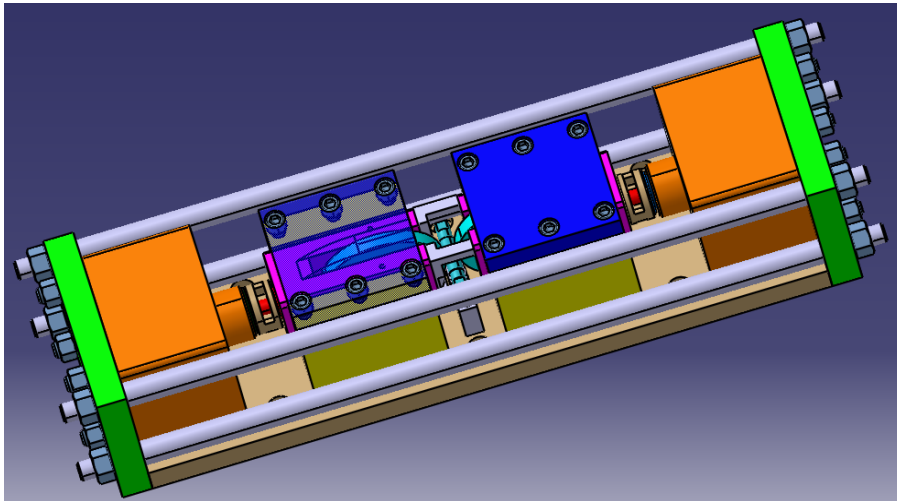


Fig. 3.7 Vue axonométrique du dispositif de roulage

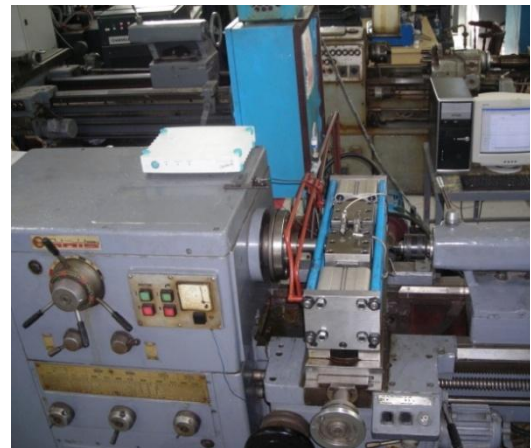
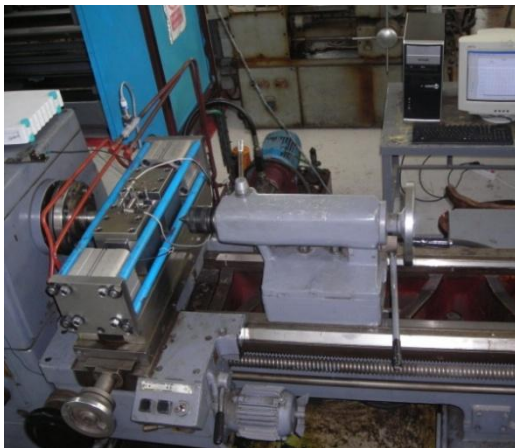


Fig. 3.8 Photographies du stand expérimental

Il convient de mentionner que le dispositif de roulement et le système conçu dans la recherche ont été appliqués pour obtenir un brevet.

3.4 LES PARAMETRES DU PROCESSUS

Les paramètres du processus de roulage sont essentiellement liés au volume de matériau déformé et à la vitesse de déplacement de ce volume.

L'exécution du processus est influencée par: les caractéristiques du matériau traité; la géométrie des profils; la géométrie de l'outil de roulage; les paramètres de travail; les conditions de lubrification et de refroidissement. Compte tenu de la cinématique du processus il peut être conclu que les principaux paramètres d'entrée qui déterminent son développement sont:

- la vitesse périphérique de la pièce v [mm/s], fixée par le nombre de tours, n [tours/min];
- la pression de consigne du système hydraulique, p [bar], qui détermine la force maximale de travail F [kN];
- la géométrie des profils générés;

- le diamètre du semi-produit, d_0 [mm];
- la valeur de réglage de l'enfoncement, h_d [mm];
- le diamètre extérieur de l'outil roue;
- les caractéristiques du matériau de la pièce sur laquelle se font les profils;
- les conditions de lubrification et de refroidissement.

Pour limiter le volume des expériences, certains de ces paramètres sont maintenus constants. Ainsi, le diamètre extérieur de l'outil roue sera le même pour toutes les expériences, la valeur choisie étant proche de celle utilisée dans les machines industrielles. La lubrification de refroidissement sera aussi la même, avec de l'huile P4D.

En conséquence, les différentes grandeurs d'entrée sont précisées sur la fig. 3.9.

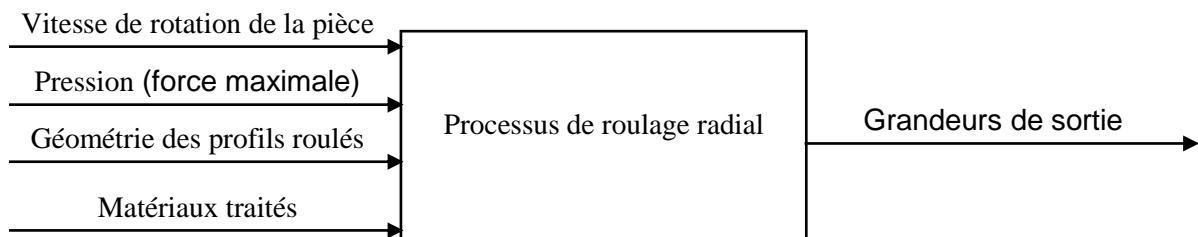


Fig. 3.9 Les grandeurs considérées dans l'étude du processus de roulage radial

La géométrie du profil de roulage est spécifique des filets considérés dans l'étude: le profil métrique ISO pour usages généraux ($\alpha = 60^\circ$) et le profil métrique trapézoïdal ISO ($\alpha = 30^\circ$). Il faut mentionner que le profil est circulaire et non pas hélicoïdal. Les valeurs des paramètres géométriques des profils sont présentées dans le tableau 3.1 pour le profil métrique, et le profil trapézoïdal.

Les profils M20 et TR20 ont été considérés comme profils de référence, sur lesquels seront réalisées la plupart des recherches expérimentales. Le profil nominal et les normes de tolérances et ajustements de profils sont présentés sur la figure. 3.10, et leurs paramètres dimensionnels sont ceux des tableaux 3.1.

Tableau 3.1 Dimensions du profil métrique ISO et trapézoïdal ISO

Symbole de profil	p, [mm]	d, [mm]	Tolérances, [mm]		d ₂ , [mm]	Tolérances, [mm]		d ₁ , [mm]	Tolérances, [mm]	
			e _s	e _i		e _s	e _i		e _s	e _i
M 20 x 2 – 6h	2	20	0	-0,28	18,701	0	-0,16	17,835	0	-0,289
Tr 20 x 2 – 7e	2	20	0	-0,18	19	-0,071	-0,271	17,5	0	-0,321

La longueur de profil réalisé a été choisi égal à 10 mm (cinq pas) afin de limiter la force de roulage, mais aussi de réduire le temps nécessaire pour effectuer les simulations numériques.

Les semi-produits ont été réalisés avec la même dimension pour le même type de profil. Le diamètre de semi-produit, d_0 , est choisi de façon à obtenir le profil souhaité, compte tenu de l'hypothèse d'incompressibilité du matériau. Ainsi, nous avons utilisé les dimensions du tableau 3.2. La précision de ces diamètres était de 0 / -0.02 [mm]. La valeur de réglage de l'enfoncement, h_d , a été maintenue constante pour chaque type de profil. La valeur théorique d'enfoncement pour réaliser les

profils est de 0,482 mm pour le profil métrique et de 0,68 mm pour le profil trapézoïdal.

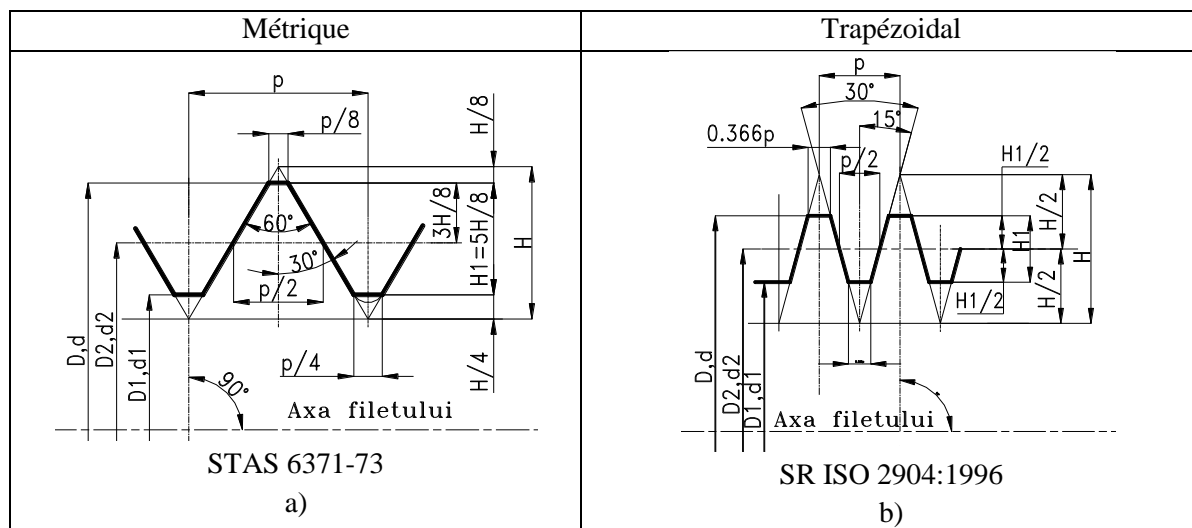


Fig.3.10 Le profil nominal et les normes de tolérances de profils: a) Métrique, b) Trapézoïdal

Tableau 3.2 Dimension de semi-produit

Symbole du profil	$d_{0\text{adopté}}$ [mm]
M 20 x 2 – 6h	18.80
Tr 20 x 2 – 7e	18.86

3.5 LA PLANIFICATION DES ESSAIS

Le plan d'expériences combine:

- 4 vitesses de rotation de la pièce (200, 400, 800 et 1600 tours/min) ;
- 4 valeurs de la pression du système hydraulique : 16, 24, 36 et 54 bars.

Une large gamme de conditions expérimentales est donc couverte, afin d'explorer les limites du procédé. Les deux paramètres d'entrée ont été modifiés en progression géométrique pour permettre la linéarisation d'un modèle de comportement en échelle logarithmique.

Les expériences considérées sont celles obtenues pour les valeurs de pression : 16, 24 et 36 bars pour le profil M20, et 24, 36 et 54 bars pour le profil Tr20.

Pour tous les cas expérimentaux considérés, le temps de calibrage, t_c a été établi de manière que la pièce réalise 2 rotations pendant cette phase.

Les plans d'expériences retenus sont présentés dans l'annexe 3.1.

3.6 LES MESURES EFFECTUÉES

3.6.1 Les paramètres mesurés et les méthodes utilisées

Les mesures effectuées en temps réel concernent:

- la force de pénétration radiale $F(t)$;
- le déplacement radial des outils roues, ou pénétration $h=h(t)$;
- la pression des moteurs hydrauliques pour atteindre une force radiale de pénétration $p(t)$.

Ces valeurs ont été enregistrées avec la fréquence d'enregistrement de 400 Hz dans la mémoire de l'ordinateur.

Les autres mesures sont détaillées ci-après. Les paramètres mesurés, les méthodes et moyens de mesure adéquats sont fournis dans le tableau 3.3.

Tableau 3.3 Les paramètres mesurés, les méthodes et les moyens utilisés dans la recherche expérimentale

Nr.crt.	Paramètre mesuré	La méthode utilisée	Les moyens de mesure
A. Les mesures effectuées avant le roulage			
1	Diamètres des semi-produits	Méthodes optiques	Projecteur de profil
B. Les mesures effectuées en temps réel			
1	La force de roulage	La méthode tensométrique	Capteur KMR200KN
2	Le déplacement radial des roues	La méthode tensométrique	Capteur WAL20
3	Pression	La méthode tensométrique	Capteur P8AP
C. Les mesures effectuées après le roulage			
1	Paramètres de précision géométrique du profil roulé	Méthodes optiques	Projecteur de profil
2	La micro-dureté sur les profils roule	Méthode Vickers HV _{0,3} , conforme STAS 492/2-85	Appareil de mesure de la dureté Vickers
3	La structure métallographique	Analyse microscopique	Système d'inspection de filtre
4	La rugosité de surface générée	Méthodes d'interférométrie	Profilomètre optique WyKo NT 9300

3.6.2 Mesure des forces de déformation

La méthode utilisée pour déterminer les composantes des forces de déformation par roulage à froid avec deux outils roue a eu comme base les mesures des déformations d'un corps élastique grâce à un paramètre électrique.

Les déformations mesurées doivent être le résultat des forces de déformation découlant du processus, et les éléments élastiques introduits doivent être dans la même direction que la force de déformation.

Sous l'action des forces survenant au cours de la déformation, les éléments élastiques du stand seront sollicités à la compression, et les déformations élastiques de ces éléments seront enregistrées par le système d'acquisition des données ; elles seront proportionnelles avec la valeur de la force de déformation.

Connaissant les valeurs des tensions U_1 , à la base d'un étalonnage du système de mesure et à la base des hypothèses de calcul, on peut accéder aux grandeurs des forces.

Il a été utilisé un transducteur tensométrique résistif type KMR200KN, figure 3.11 Celui a été monté en pont complet et présente les caractéristiques suivantes: la force nominale $F_N=200kN$, la sensibilité de $2mV/V$, la résistance du transducteur, $R = 350 \pm 5\% \Omega$.



Fig. 3.11 Le transducteur de force

3.6.3 Mesure du déplacement radial des roues

Le déplacement radial des outils est enregistré grâce à un transducteur de déplacement WAL20 composé par une partie fixe et une partie mobile.

Ce type de traducteur est présenté dans la figure. 3.12 et il a les caractéristiques suivantes :

- déplacement nominal, 0...20 mm;
- sensibilité 80mV/V;
- résistance - d'entrée $350 \pm 10\% \Omega$;
- de sortie $680 \pm 10\% \Omega$.

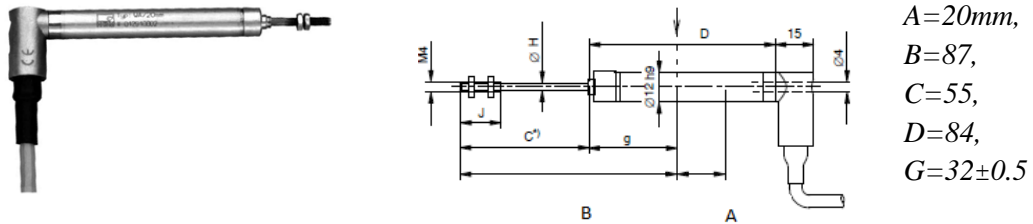


Fig. 3.12 Le traducteur de déplacement WAL20

3.6.4 Mesure de pression

Le capteur de pression utilisé est de type P8AP et il est présenté dans la figure 3.13.



Fig. 3.13 Le capteur de pression

Ce modèle de traducteur présente les propriétés suivantes:

- la pression nominale 100 bar;
- sensibilité 2mV/V;
- résistance du traducteur, 420 Ω .

Les trois traducteurs sont liés au pont tensiométrique SPIDER 8, fig. 3.14, qui permet de mesurer et d'acquérir simultanément des données sur quatre canaux. La liaison à l'ordinateur se réalise par un câble de commande sérielle RS 232 et, la communication avec l'ordinateur se réalise par les interfaces parallèles LPT.

Les commandes nécessaires se réalisent par l'ordinateur. Ainsi, une première programmation qui se réalise est celle de l'instrumentation et de l'interface qui réalise la communication avec l'ordinateur.



Fig. 3.14 Spider 8

On établit pour chaque canal la manière dont on lie les capteurs (par un demi pont ou un pont complet) et le domaine de prise de valeurs qui s'encadre entre les valeurs de 3mV/V jusqu'à 500mV/V. Ainsi le capteur inductif est lié en demi-pont et le domaine de prise des mesures peut aller jusqu'à 125mV/V.

Les commandes nécessaires se réalisent par l'ordinateur. Ainsi, une première programmation qui se réalise est celle de l'instrumentation et de l'interface qui réalise la communication avec l'ordinateur.

Le logiciel CATMAN utilisé pour l'acquisition des données est structuré en trois modules: dans le premier module on prépare l'acquisition des données en établissant le type et la manière de lier les capteurs ainsi que le domaine de prise des valeurs, dans le deuxième module se réalise l'acquisition automatique des données et dans le troisième module se réalise le calcul à partir des données.

3.6.5 Mesure des paramètres de précision géométrique des profils

Ces mesures portent sur :

- le diamètre extérieur d_e ;
- le diamètre intérieur d_i ;
- l'angle des flancs du profil α .

Ces paramètres ont été mesurés sur la dent centrale du profil, pour trois directions radiales disposées à 120° . Le schéma de position de la pièce est représenté sur la figure 3.15.

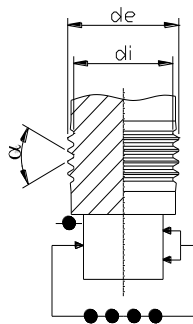


Fig. 3.15 Le schéma de position de la pièce



Fig. 3.16 Le projecteur de profil Toolmaster 310-P

La mesure de ces paramètres a été réalisée sur le projecteur de profils Toolmaster 310-P, figure 3.16, qui permet de mesurer des longueurs, des angles et des rayons. Les principales caractéristiques techniques du projecteur sont:

- diamètre projecteur: 110 mm;
- agrandissement: 20-X;
- gamme: sur l'axe X 210mm, sur l'axe Z 360mm;
- l'appareil est équipé d'une mémoire électronique TMA 21 où on peut stocker le point zéro, points de repère et d'autres paramètres;
- un système fixe et un système mobile des fils d'araignée (en rotation autour du point central de l'écran).

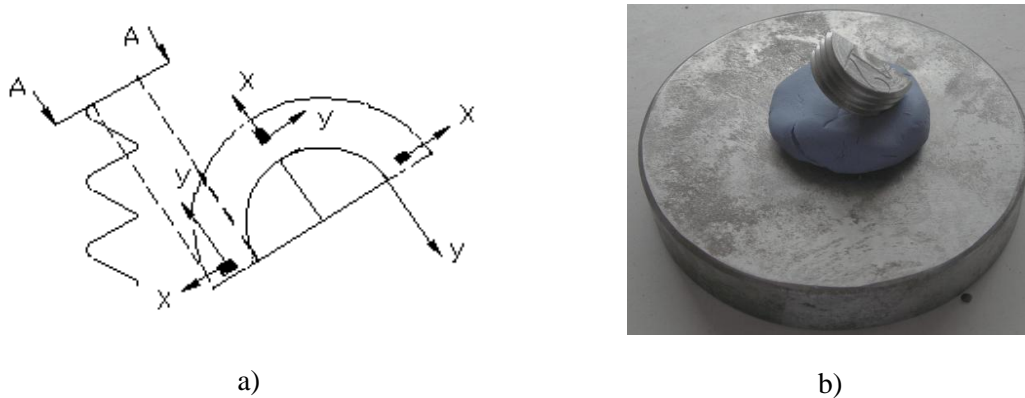
La précision de mesure obtenue pour les longueurs est de $1\mu\text{m}$.

3.6.6 Mesure de la rugosité des profils

La rugosité des pièces traitées a été mesurée sur les flancs du profil. Compte tenu du mode de génération de profil, par pénétration dans la direction radiale d'outils roue et par rotation de la pièce, la rugosité a été mesurée dans plusieurs zones du flanc de la dent, pour obtenir des informations sur la

surface de micro-profil sur la dent complète. Les mesures ont été effectuées sur une seule position radiales (X) et 3 positions angulaires (Y), disposées sur la moitié de la dent: à gauche $\approx 0^{\circ}$, au centre $\approx 90^{\circ}$, à droite $\approx 180^{\circ}$ comme suit, fig.3.17.a.

Les pièces ont été coupées perpendiculairement à l'axe. Le positionnement de l'échantillon pour mesurer la rugosité est illustré sur la figure 3.17.b.



*Fig.3.17 La mesure de rugosité sur les flancs des profils
a) le schéma de mesure, b) positionnement de l'échantillon*

La méthode utilisée a été la mesure par interférométrie, qui est une méthode sans contact basée sur l'interférence de deux ondes lumineuses. Les informations sur le contour d'un objet sont toujours incluses dans la phase des ondes lumineuses réfléchies par l'objet. Les informations sont traitées par le mécanisme d'interférence de deux ondes dans les changements d'intensité lumineuse.

Les mesures ont été réalisées sur le profilographe optique Leica DCM 3D, fig. 3.18. Le dispositif Leica DCM 3D est placé sur une table anti-vibrations et utilise le logiciel Leica, qui mesure les paramètres de surface et fournit les informations et confocal sur le profil de la surface et la rugosité.



Fig.3.18 L'appareil de mesure de la rugosité

Le microscope interférométrique permet de réaliser des observations avec trois objectifs: x5, x20 et x50 pour caractériser la topographie de surface. Le système de mesure est basé sur deux méthodes de mesure standard: PSI et VSI. La méthode de mesure VSI est utilisée pour mesurer la rugosité sur le flanc de dent. Le mode VSI est un filtre de densité neutre pour la lumière blanche. La longueur maximale de mesure dans ce cas est de 1 mm.

En chaque point de mesure, les valeurs de rugosité sont obtenues dans les 2 directions radiale et tangentielle.

3.6.7 Mesure de micro-dureté des pièces

Pour la mesure de la micro-dureté des couches superficielles déformées, les pièces formées ont été débitées par électroérosion, afin de limiter l'écrouissage du matériau associé à la découpe. Compte tenu de la forme des pièces (cylindriques, avec profil circulaire), les échantillons débités ont été enrobés dans la résine pour assurer des mesures correctes et précises de la micro-dureté. L'enrobage a été réalisé avec un diamètre $\phi 25$ mm, fig.3.19, permettant de contenir deux échantillons. Les échantillons enrobés ont été polis jusqu'à la granulation fine de $3 \mu\text{m}$ avant les mesures de micro-dureté.

La méthode de mesure a été la micro-dureté Vickers, qui utilise un pénétrateur diamant avec tête pyramidale, et angle entre deux faces de 136° . La détermination de la micro-dureté Vickers HV consiste à mesurer les deux diagonales de l'empreinte faite par le pénétrateur sous l'action d'un poids P. La valeur HV est donnée par la relation:

$$HV = \frac{1854,4 \cdot P}{d^2} \text{ [kg / mm}^2\text{]} \quad (3.4)$$

où le poids P est exprimé en grammes, et la taille moyenne des diagonales, d, en μm .

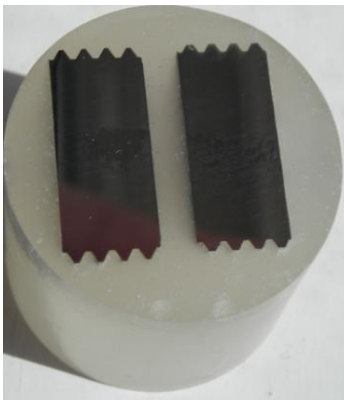


Fig. 3.19 Enrobage des pièces

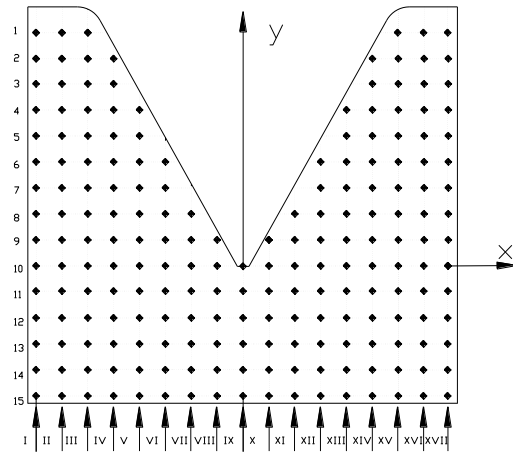


Fig. 3.20 Schéma de la distribution des empreintes

Les mesures ont été effectuées avec le dispositif Zwick Roell ZHV du LEM3, fig. 3.19. Cet appareil dispose d'un logiciel d'acquisition des données Test Expert, à partir duquel on fixe la charge utilisée pour mesurer la micro-dureté. La pièce enrobée en résine est placée sur la table de la machine de sorte que la zone souhaitée soit placée sous l'objectif 10x.

Les essais ont été effectués sur des échantillons de matériaux avec des caractéristiques mécaniques initiales extrêmes : OLC15 (HB=156 et $A_5=15$) et 40Cr10 (HB=277 et $A_5=7$). Les dimensions initiales des grains de ces matériaux sont:

- pour OLC 15: ferrite $\approx 20\text{-}25 \mu\text{m}$, perlite $\approx 10 \mu\text{m}$;
- pour 40Cr10: ferrite $\approx 10 \mu\text{m}$, perlite $\approx 25 \mu\text{m}$

Après essai, il a été constaté que la dimension des empreintes obtenues avec une charge de 200 grammes est parfois comparable à la taille des grains de ferrite et de perlite (surtout dans les zones moins déformées et sur le matériau de base), entraînant des valeurs de micro-dureté HV très dispersées.

Les essais effectués avec une charge de 300 grammes ont conduit à des dimensions des empreintes comprises entre 50 et 65 μm dans le matériau de base (avec grains non déformés) et entre 40 et 50 μm en zone déformée (avec grains fortement écrouis). Nous avons choisi d'effectuer les mesures avec une charge de 300 grammes, ce qui permet l'obtention d'empreintes comprenant au moins deux grains du matériau de l'échantillon.

Le pas entre les empreintes est établi avec la relation $d=2,5 \cdot$ diagonale, ce qui conduit à choisir à une valeur minimale du pas égale à 0,125 mm. Les mesures ont été effectuées sur la longueur d'un pas, symétriquement par rapport au sommet de la dent centrale (fig. 3.20). Pour vérifier les valeurs de la micro-dureté initiale, 15 mesures ont également été effectuées dans la zone centrale de l'échantillon, non affectée par la déformation plastique. L'appareil de mesure est présenté sur la figure 3.21.



Fig. 3.21 Appareil de mesure de micro-dureté Zwick/Roell ZHV

3.6.8 Analyse métallographique des pièces

L'analyse métallographique a été réalisée sur les pièces coupées par un plan diamétral sur un système d'inspection de filtre (fig. 3.22).



Fig. 3.22 Appareil de métallographie

Un système d'inspection de filtre se compose d'un microscope avec caméra, d'une platine de microscope motorisée et d'un PC sur lequel le logiciel "inspecteur de filtre" est installé.

3.7 LES RESULTATS

3.7.1 Résultats obtenus en temps réel (force de roulage et déplacement des outils)

En utilisant les données enregistrées, ont été tracés des graphiques sur l'évolution des valeurs en fonction du temps. Les résultats sont représentés sur les figures 3.23-3.26 pour l'acier OLC15, pour les 2 profils. Les résultats pour les autres matériaux sont fournis dans l'annexe 3.2.

L'analyse des graphiques $F=F(t)$ montre que:

- le temps de montée pour atteindre la force maximum associée à une consigne de pression p est de l'ordre de 1s. Toutefois, la pénétration est plus difficile à faible pression, faible vitesse de rotation, ou pour des matériaux plus résistants. Dans ces cas l'atteinte de la force maximum devient progressivement plus lente et la valeur limite associée à la pression p se maintient alors que la pénétration continue à progresser;
- à pression donnée, l'évolution de la force est plus rapide pour les matériaux plus résistants.

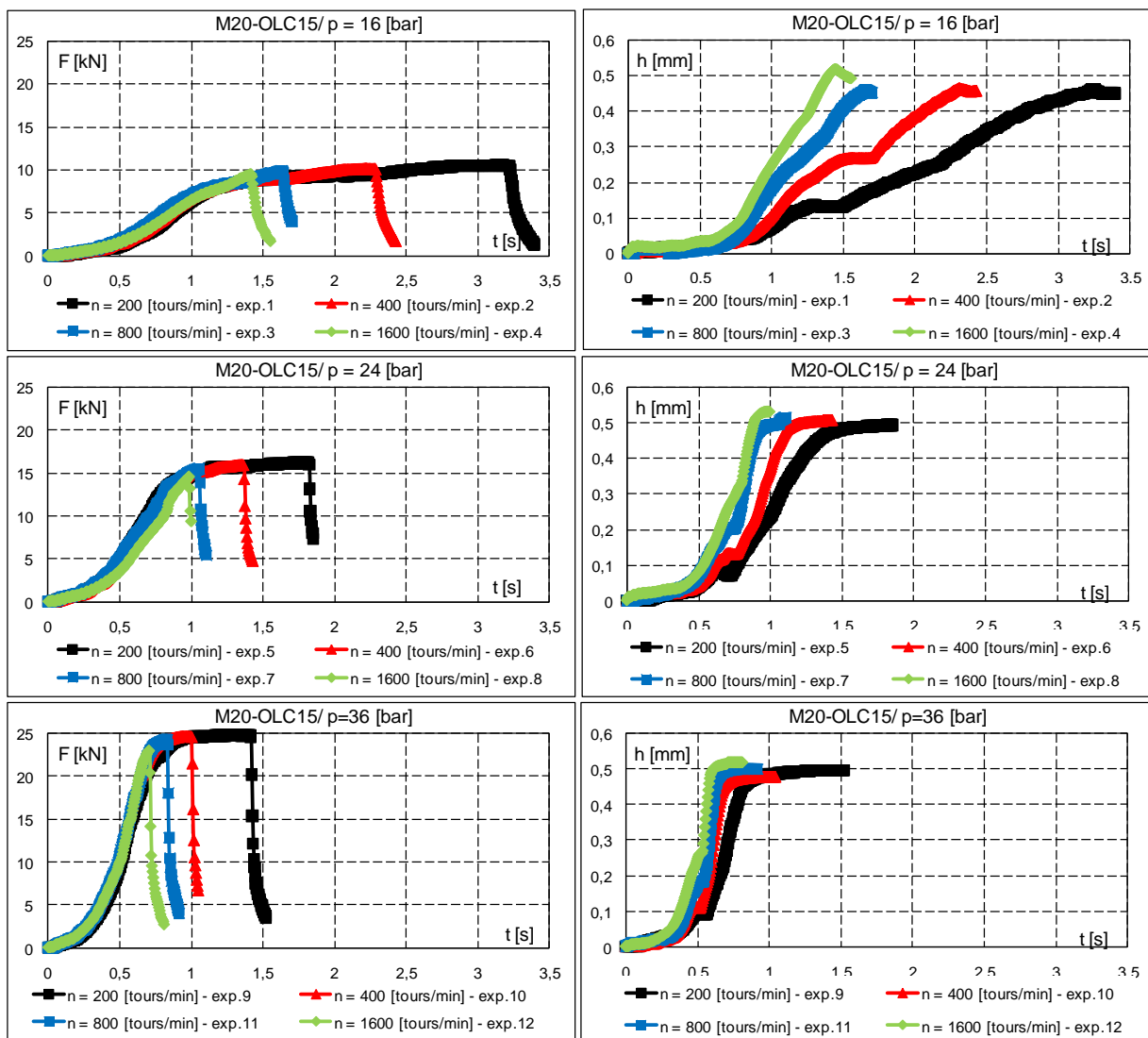


Fig. 3.23 Dépendance expérimentale $F=F(t)$ pour le profil M20 sur l'acier OLC15

Fig. 3.24 Dépendance expérimentale $h=h(t)$ pour le profil M20 sur l'acier OLC15

Le comportement du système hydraulique intervient dans le fonctionnement général de l'essai : pour une consigne de pression donnée, la vitesse de montée de la force est plus grande si la

résistance au déplacement est plus grande.

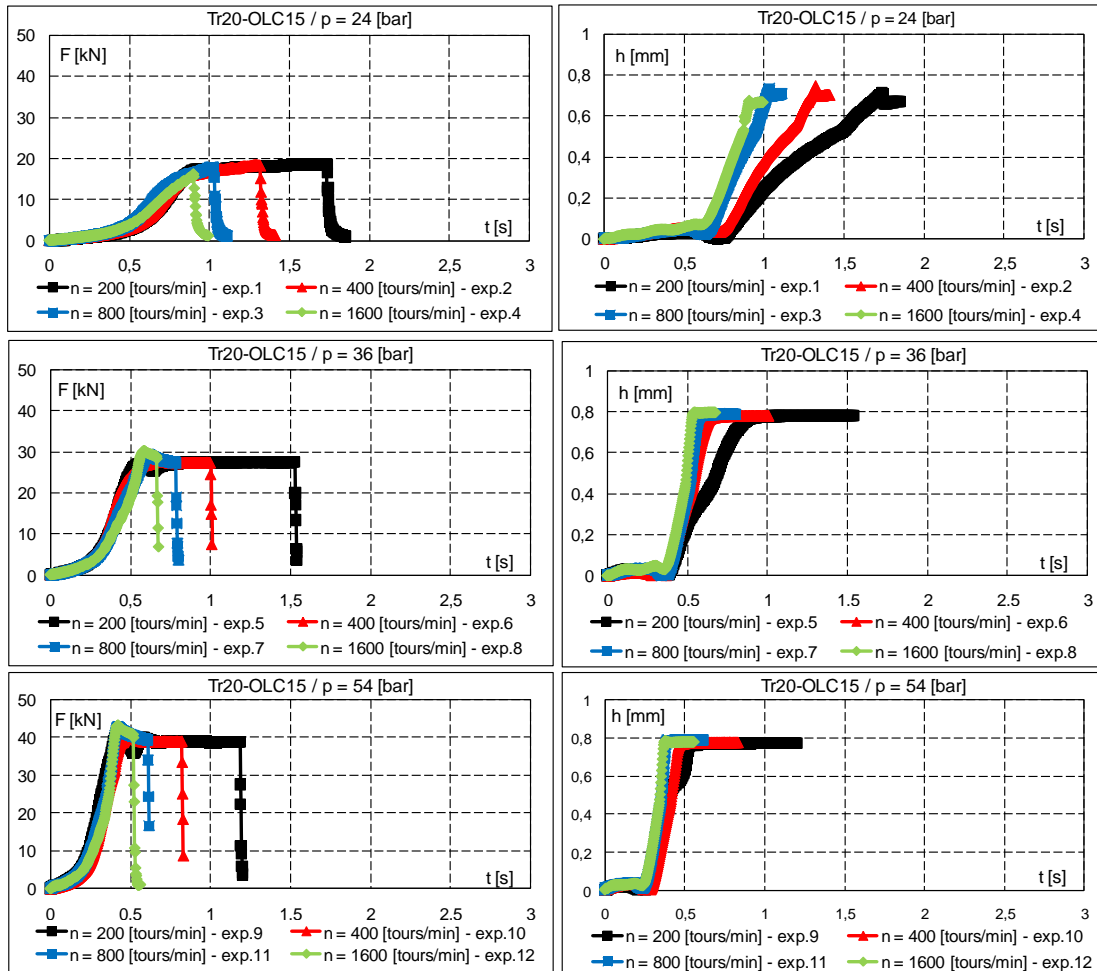


Fig. 3.25 Dépendance expérimentale $F=F(t)$ pour le profil Tr20 sur l'acier OLC15

Fig. 3.26 Dépendance expérimentale $h=h(t)$ pour le profil Tr20 sur l'acier OLC15

L'analyse des graphiques $h=h(t)$ montre que:

- la pénétration est plus lente à faible pression, faible vitesse de rotation, ou pour un matériau plus résistant;
- la valeur souhaitée de pénétration (0,482 mm pour le profil métrique et 0,68 mm pour le profil trapézoïdal) n'est pas atteinte dans ces cas de faible pression et faible vitesse de rotation, comme confirmeront les mesures géométriques effectuées sur les profils. Seules les plus fortes pressions et les plus fortes vitesses de rotation donnent des résultats satisfaisants au niveau dimensionnel.

3.7.2. Résultats de précision géométrique des profils

Les mesures dimensionnelles sont présentées dans l'annexe 3.3. L'analyse de la précision géométrique des profils roulés met en évidence la copie avec une bonne fidélité du profil de l'outil de roulage sur la pièce. Ainsi, nous n'avons pas enregistré d'écarts de pas ou de l'angle du profil. Mais il a été mesuré que la profondeur de déformation et donc la hauteur des profils était différente pour un profil donné et pour le même matériau, en fonction des conditions technologiques utilisées. Ce phénomène est lié à l'élasticité du système technologique sous l'action des forces de roulage. Comme le système technologique a été réglé avec la même limite de course de pénétration et la même dimension d'ébauche, les variations de profondeur de déformation et donc de hauteur de profil obtenu sont dues aux variations des forces de roulage. Pour les mêmes conditions de roulage, on

observe aussi des différences de profondeur de déformation (et de hauteur de profil) sur différents matériaux.

Le bilan des mesures de la pénétration réelle mesurée sur les profils roulés est présenté sur la figure 3.27-3.28, pour les profils M20 et Tr20. Ces mesures confirment que la valeur souhaitée de pénétration (0,482 mm pour le profil métrique et 0,68 mm pour le profil trapézoïdal) n'est pas atteinte dans les cas de faible pression ou faible vitesse de rotation. Seules les plus fortes pressions donnent des résultats satisfaisants au niveau dimensionnel.

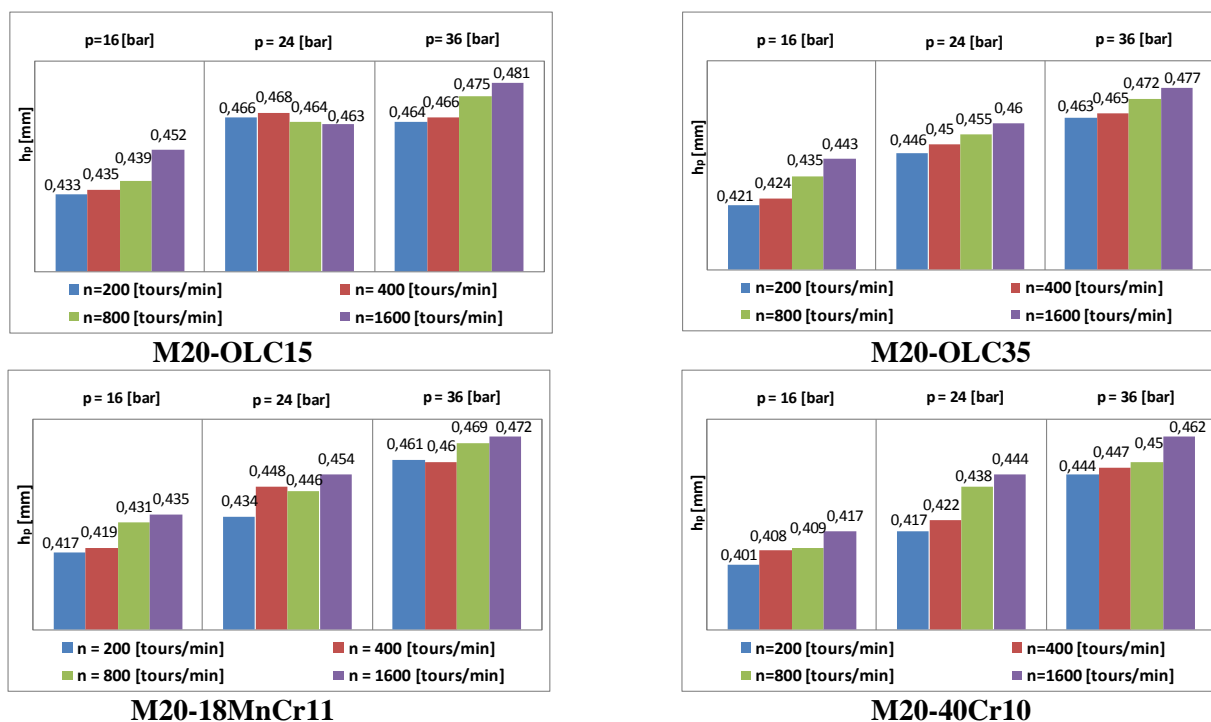


Fig. 3.27 Pénétration mesurée sur les pièces roulées, pour le profil M20

Dans les cas de faible pression ou faible vitesse de rotation, les hauteurs de profil atteintes sont aussi plus faibles pour les matériaux plus durs.

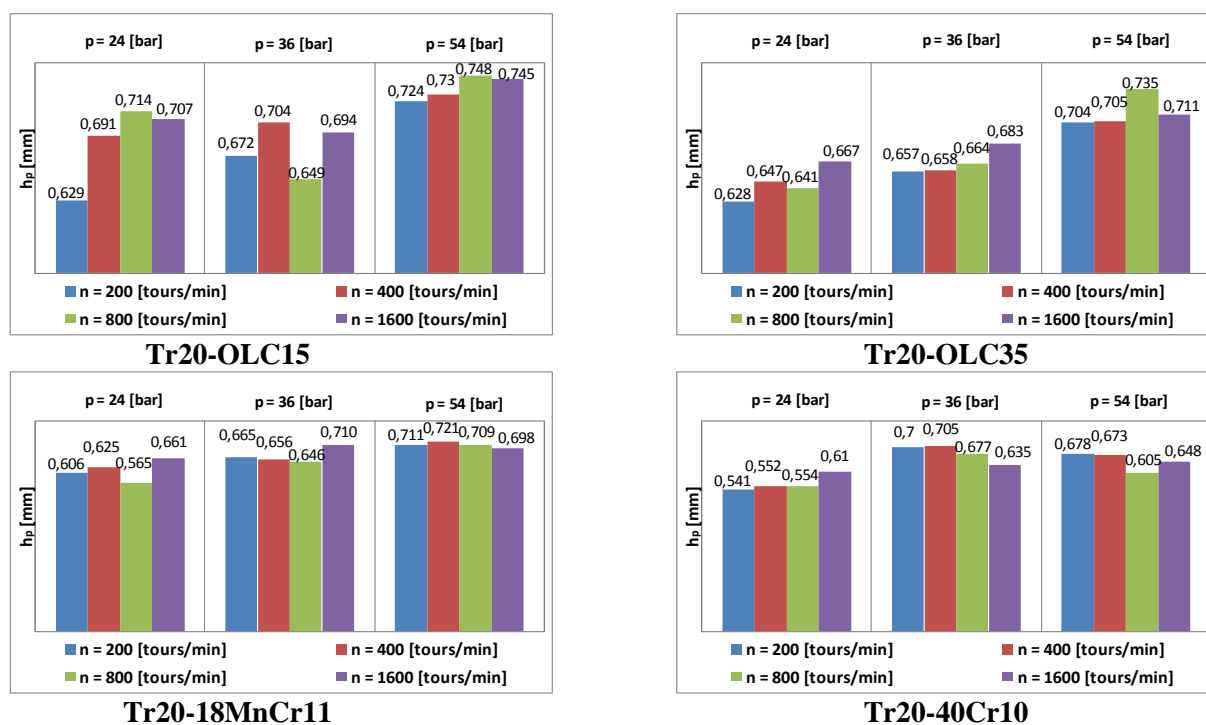


Fig. 3.28 Pénétration mesurée sur les pièces roulées, pour le profil Tr20

3.7.3 Résultats de la rugosité des profils

La rugosité des pièces roulées a été mesurée sur les flancs de profil M20 de pièces débitées. L'analyse visuelle des surfaces met en évidence un aspect brillant, associé à une rugosité faible et relativement uniforme. Les mesures ont été effectuées sur les pièces réalisées en conditions technologiques extrêmes (pression maximum / vitesse de roulage maximum).

Sur la base des données expérimentales, les intervalles de variation de la rugosité mesurée à la base et au sommet de la dent, dans chaque direction radiale et circonférentielle, sont représentés pour chaque échantillon et chaque matériau sur les figures 3.29-3.30.

L'intervalle des valeurs mesurées est plus élevé dans les aciers par cémentation.

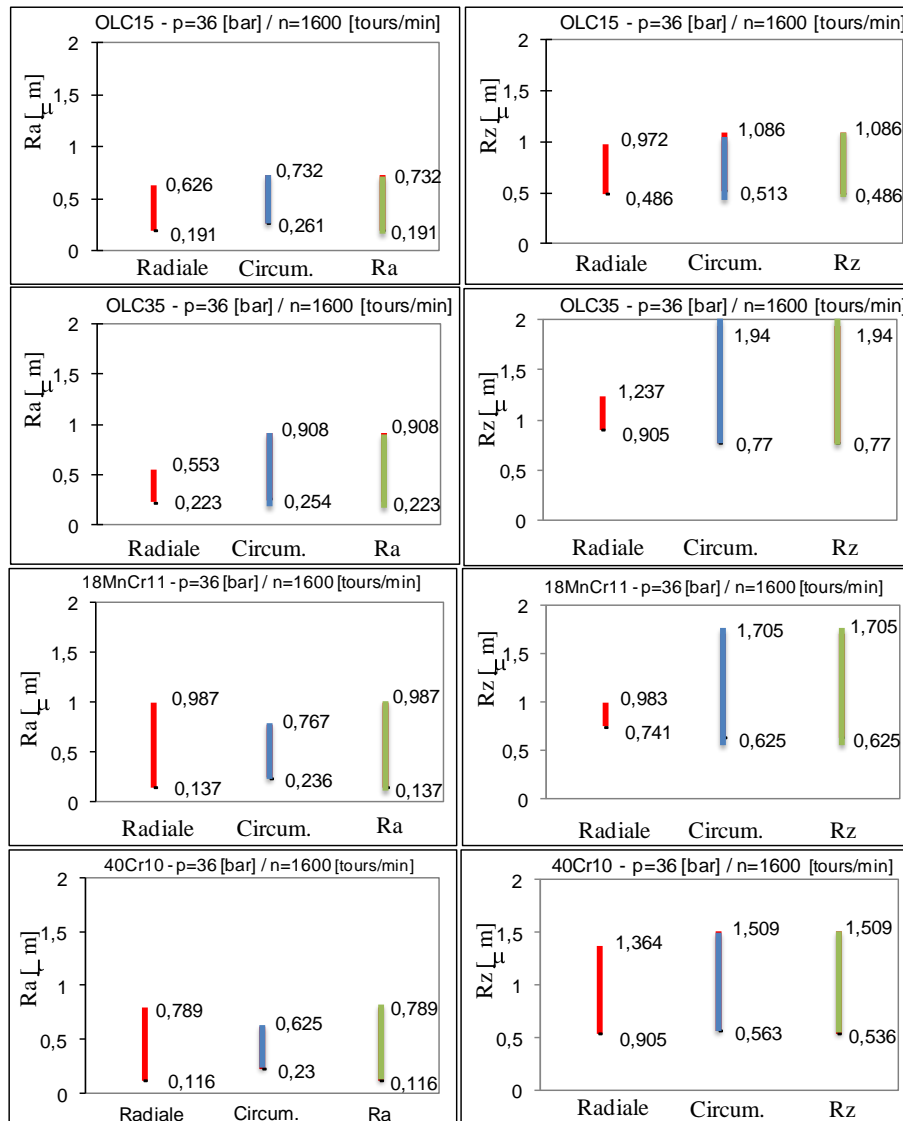


Fig. 3.29 Variation de rugosité R_a et R_z pour M20

Ces résultats sont résumés dans le tableau 3.4 pour le profil M20 qui donne l'intervalle des valeurs de rugosité dans chaque direction de mesure et pour chaque profil analysé. On note :

- pour les aciers par cémentation (OLC15 et 18MnCr11), les valeurs de rugosité R_a sont contenues dans l'intervalle $0,137 \div 0,987 \mu\text{m}$ et les valeurs de rugosité R_z sont contenues dans l'intervalle $0,487 \div 1,705 \mu\text{m}$;

- pour les aciers améliorés (OLC35 et 40Cr10), les valeurs de rugosité R_a sont contenues dans l'intervalle $0.116 \div 0.908 \mu\text{m}$ et les valeurs de rugosité R_z sont contenues dans l'intervalle $0.536 \div 1.940 \mu\text{m}$.

Tableau 3.4 M20 – La rugosité mesurée

N° exp.	p [bar]	n [tours/min]	Les positions angulaires					
			0°		90°		180°	
			Radiale	Circon.	Radiale	Circon.	Radiale	Circon.
OLC15								
Ra	36	1600	0,197	0,476	0,136	0,21	0,104	0,555
Rz	36	1600	1,043	0,906	1,47	1,679	0,625	0,962
OLC35								
Ra	36	1600	0,559	0,587	0,116	0,105	0,281	0,421
Rz	36	1600	0,472	0,864	0,109	0,299	0,533	1,068
18MnCr11								
Ra	36	1600	0,201	0,454	0,101	0,172	0,244	0,369
Rz	36	1600	0,584	0,36	0,645	0,45	1,288	0,621
40Cr10								
Ra	36	1600	0,379	0,541	0,131	0,129	0,292	0,315
Rz	36	1600	0,568	0,203	0,481	0,748	0,597	1,501

On note aussi quelques tendances :

- la rugosité est en moyenne plus faible dans la direction circonférentielle que dans la direction radiale ;
- la rugosité est en moyenne plus faible pour les conditions technologiques de forte pression et forte vitesse de rotation que faible pression et faible vitesse de rotation.

Les résultats pour le profil Tr20 sont résumés dans le tableau 3.5 qui donne l'intervalle des valeurs de rugosité comme dans le cas du profil métrique. On note :

- pour les aciers par cémentation (OLC15 et 18MnCr11), les valeurs de rugosité R_a sont contenues dans l'intervalle $0.101 \div 0.555 \mu\text{m}$, et les valeurs de rugosité R_z sont contenues dans l'intervalle $0.36 \div 1.679 \mu\text{m}$;
- pour les aciers améliorés (OLC35 et 40Cr11), les valeurs de rugosité R_a sont contenues dans l'intervalle $0.105 \div 0.587 \mu\text{m}$ et les valeurs de rugosité R_z sont contenues dans l'intervalle $0.109 \div 1.068 \mu\text{m}$;

Tableau 3.5 Tr20 – La rugosité mesurée

N° exp.	p [bar]	n [tours/min]	Les positions angulaires					
			0°		90°		180°	
			Radiale	Circon.	Radiale	Circon.	Radiale	Circon.
OLC15								
Ra	36	1600	0.484	0.732	0.191	0.261	0.626	0.726
Rz	36	1600	0.972	0.717	0.486	0.513	0.812	1.086
OLC35								
Ra	36	1600	0.370	0.668	0.223	0.254	0.553	0.908
Rz	36	1600	1.237	1.067	0.905	0.770	1.111	1.940
18MnCr11								
Ra	36	1600	0.987	0.720	0.137	0.236	0.594	0.768
Rz	36	1600	0.983	0.625	0.741	1.16	0.894	1.705
40Cr10								
Ra	36	1600	0.256	0.383	0.116	0.230	0.789	0.652
Rz	36	1600	1.364	0.786	0.566	0.563	0.536	1.509

L'intervalle des valeurs mesurées est plus élevé dans les aciers par cémentation.

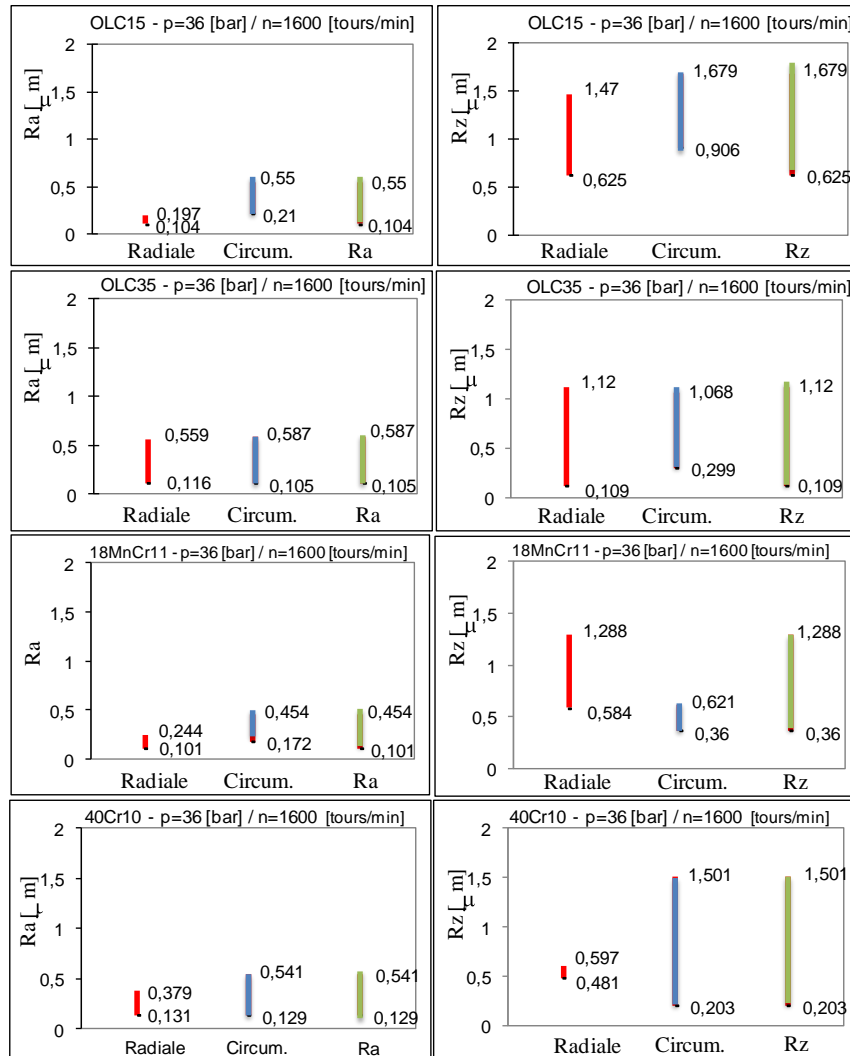


Tableau 3.30 Tr20 - Intervalle de rugosité R_a et R_z sur chaque profil analysé

3.7.4 Résultats de micro-dureté des pièces

Comme pour l'analyse de la rugosité des profils, les mesures ont été effectuées sur les pièces réalisées en conditions technologiques extrêmes (pression minimum / vitesse de roulage minimum, respectivement pression maximum / vitesse de roulage maximum). La micro-dureté de ces pièces a été mesurée dans la section axiale des profils M20 coupés par électroérosion. La photo, figure 3.31, montre les empreintes obtenues.

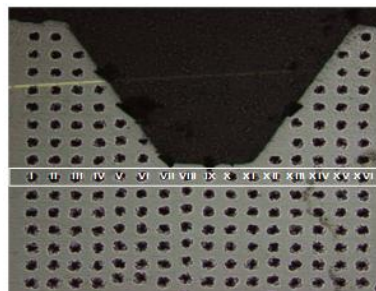


Fig.3.31 Les empreintes obtenues sur échantillon M20-OLC15

Pour l'interprétation des mesures, nous avons tout d'abord mesuré la micro-dureté du matériau de base, $HV_{0,3}$ moyenne et sa dispersion s_d , tableau 3.6. On note que ces valeurs sont plus faibles que celles

mesurées au chapitre 2 par le fournisseur.

Tableau 3.6 Mesures de la micro-dureté du matériau de base

Matériau OLC15			
HV _{0,3} moyenne	S _d	HV _{0,3} min	HV _{0,3} max
139	4.895	125.1	152.9
Matériau OLC35			
HV _{0,3} moyenne	S _d	HV _{0,3} min	HV _{0,3} max
157.8	4.629	144.7	170.9
Matériau 18MnCr11			
HV _{0,3} moyenne	S _d	HV _{0,3} min	HV _{0,3} max
180.1	6.797	160.8	199.4
Matériau 40Cr10			
HV _{0,3} moyenne	S _d	HV _{0,3} min	HV _{0,3} max
245.5	7.431	224.4	266.6

Profil métrique - Les figures 3.32-3.35 présentent les cartes de micro-dureté obtenues en faisant la moyenne des valeurs obtenues symétriquement par rapport au creux de la dent, dans les 2 moitiés de la zone de mesure.

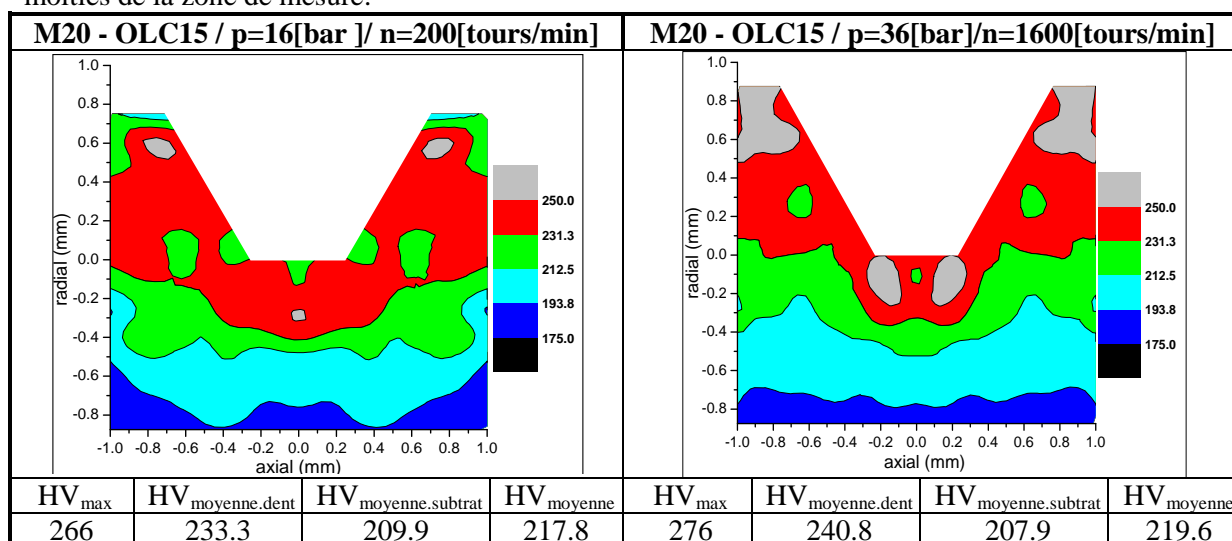


Fig. 3.32 Profil M20 Cartes des mesures de micro-dureté pour l'acier OLC15

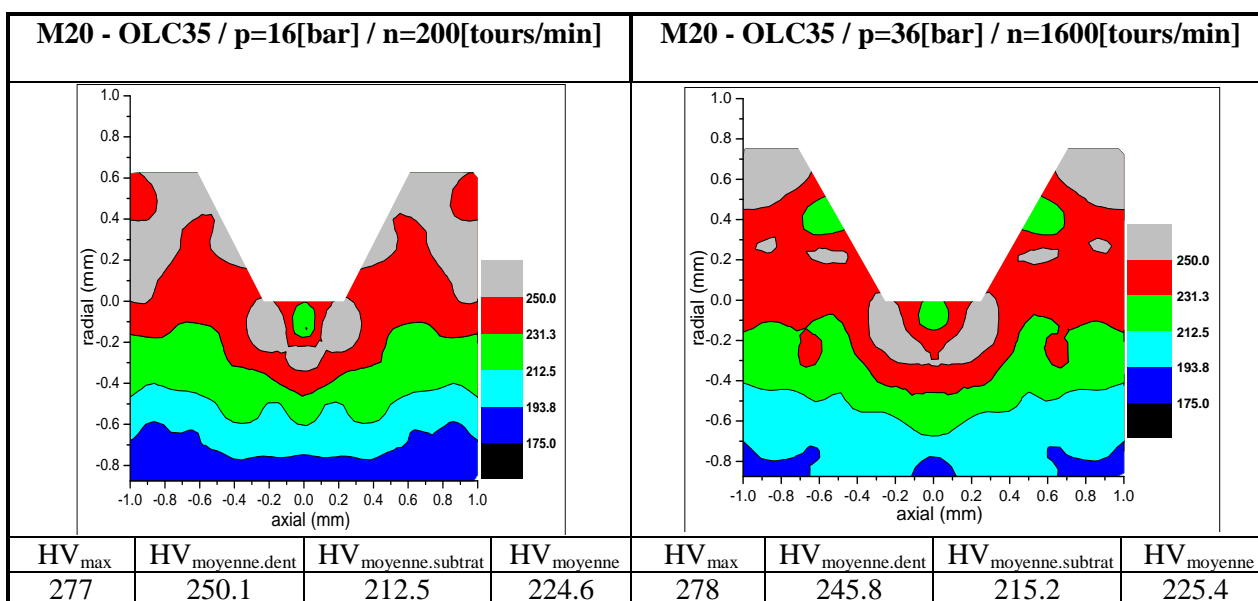


Fig. 3.33 Profil M20 Cartes des mesures de micro-dureté pour l'acier OLC35

Dans ces tableaux sont également indiqués :

- la micro-dureté maximale mesurée, HV_{max}

- la moyenne dans la zone la dent $HV_{\text{moyenne.dent}}$
- la micro-dureté moyenne sur la ligne de mesure inférieure (correspondant à une distance de 1 mm en dessous du creux de la dent, et dénommée substrat), $HV_{\text{moyenne.subtrat}}$

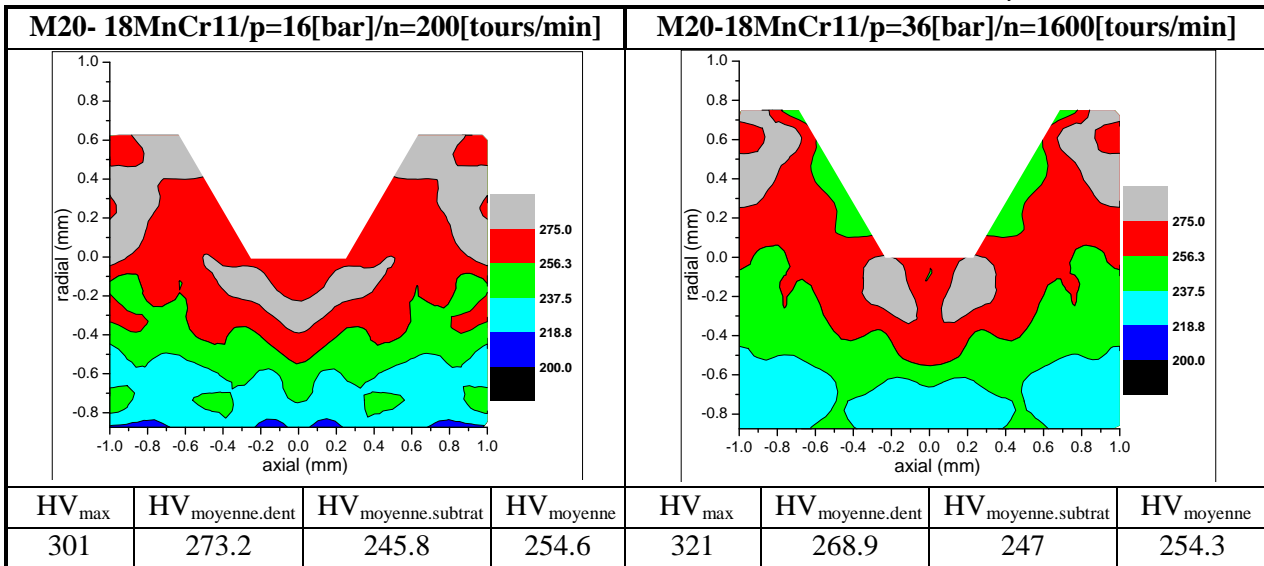


Fig. 3.34 Profil M20 Cartes des mesures de micro-dureté pour l'acier 18MnCr11

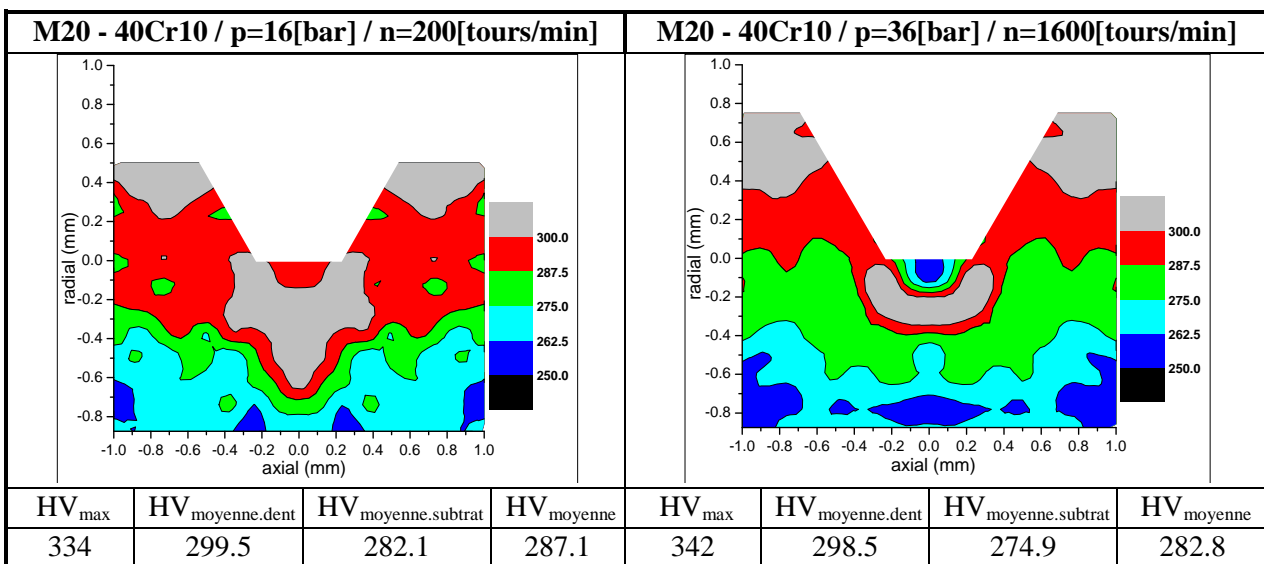


Fig. 3.35 Profil M20 Cartes des mesures de micro-dureté pour l'acier 40Cr10

L'analyse de ces cartes met en évidence une grande similitude entre les champs de micro-dureté sur les différents matériaux, avec un niveau maximum dans le creux et au sommet du profil, et des lignes de niveau qui sont ressemblantes. On observe plus précisément que la zone située immédiatement sous la dent est légèrement moins dure que la zone sous jacente, qui semble former un croissant situé à environ 0,3 mm en dessous de la zone de contact avec l'outil.

Les valeurs absolues de micro-dureté sont croissantes pour OLC15, OLC35, 18MnCr11 et 40Cr10. On note que ces matériaux présentent des niveaux de contraintes d'écoulement croissants (cf chapitre 2). Pour un même matériau, on observe également des niveaux légèrement plus forts pour une pénétration plus forte, ce qui est le cas pour les fortes valeurs de pression et de vitesse de rotation. Afin de mettre en évidence l'influence de l'écrouissage des différents matériaux, nous avons également tracé des cartes de micro-dureté relative, où nous avons porté le pourcentage d'augmentation de la micro-dureté par rapport à la micro-dureté du matériau de base (figure 3.36).

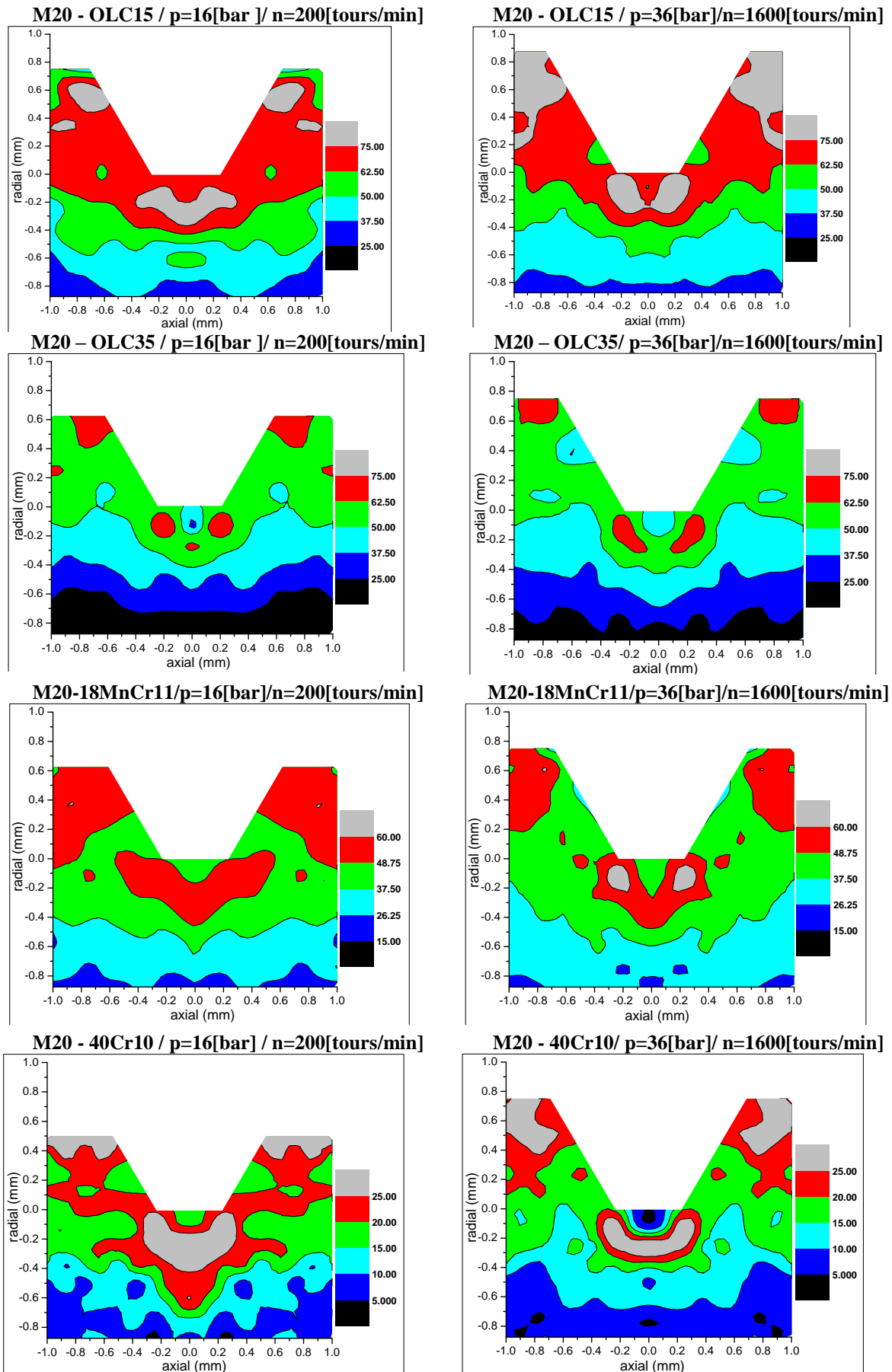
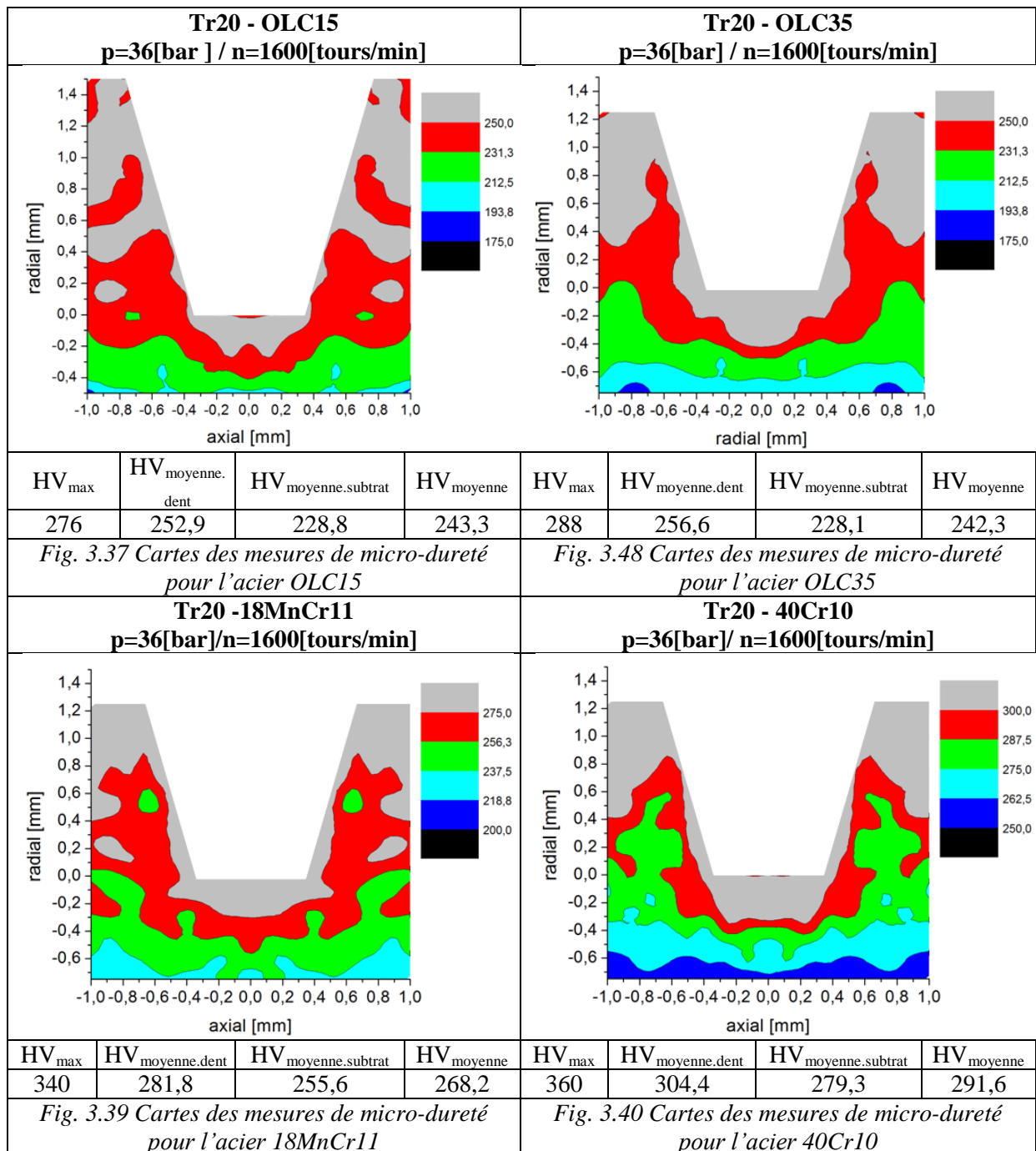


Fig. 3.36 Cartes des mesures de micro-dureté relative des différents aciers

On obtient ainsi des pourcentages nettement différents pour les différents matériaux. La valeur moyenne de l'augmentation de la micro-dureté dans la dent par rapport au matériau de base est de :

- plus de 56% pour l'acier OLC15;
- à peu près 15% pour l'acier 40Cr10;
- à peu près 40% pour les aciers OLC35 et 18MnCr11.

Profil trapézoïdal - Les figures 3.37-3.40 présentent les cartes de micro-dureté pour le profil Tr20.



Les échelles de micro-dureté (Fig. 3.41) et de micro-dureté relative (Fig.3.41) sont volontairement les mêmes que celles utilisées pour le profil métrique. On observe des valeurs plus

fortes que celles obtenues sur le profil métrique, en raison d'une hauteur de dent plus grande et d'une pente de dent plus grande.

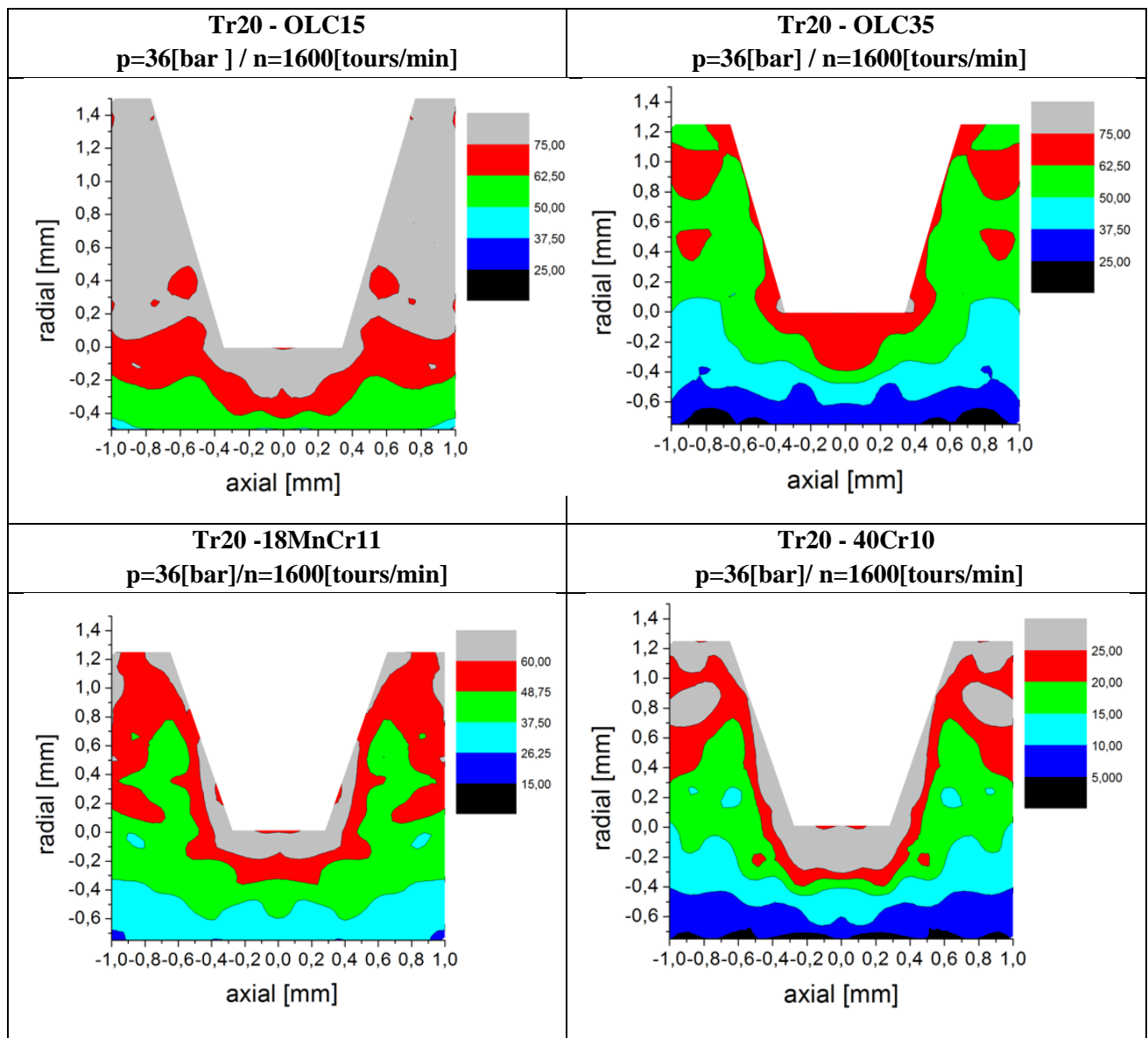
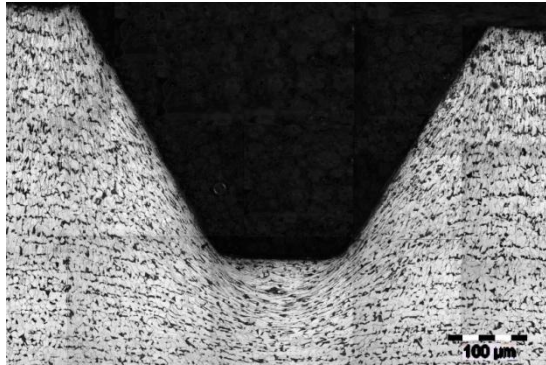


Fig. 3.41 Profil Tr20 - Carte des mesures de micro-dureté relative des différents aciers

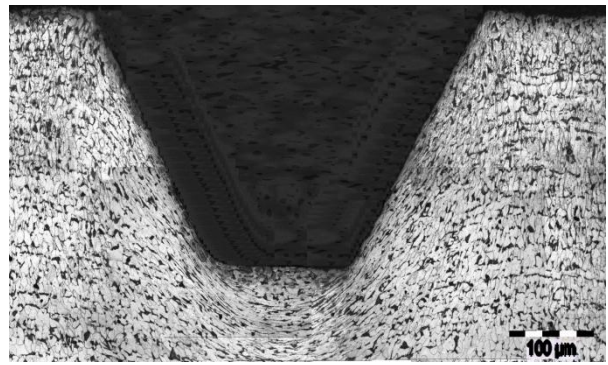
3.7.5 Analyse métallographique de la structure des pièces mises en forme

Profil métrique - Les profils coupés par électroérosion ont fait l'objet d'une analyse métallographique. Les images obtenues sur la zone des dents sont présentées sur les figures 3.42. On retrouve les différences de composition entre ferrite (en blanc) et perlite (en noir) déjà notées sur le matériau initial (chapitre 2, figure 2.7). On note aussi les très fortes déformations subies, les élongations de grains donnant une image de l'écoulement qu'a subi le matériau.

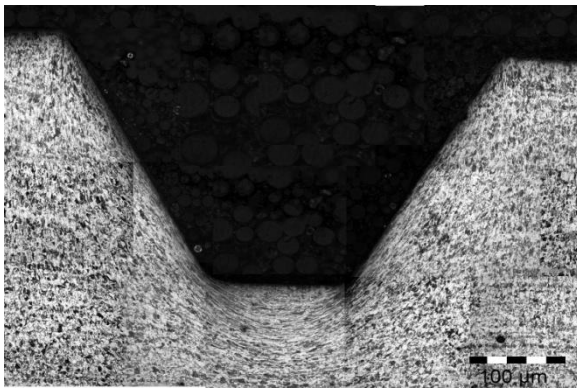
M20 - OLC15 / p=16[bar]/ n=200[tours/min]



M20 - OLC15 / p=36[bar]/n=1600[tours/min]



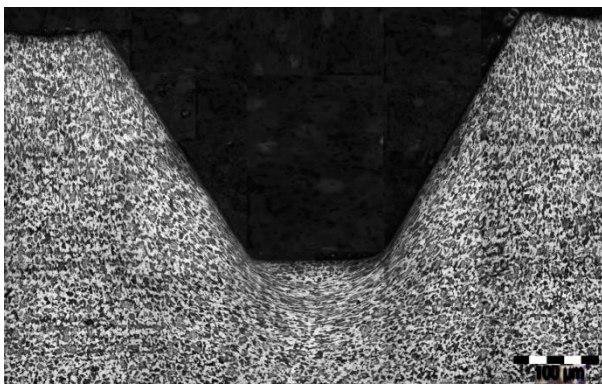
M20 - OLC35 / p=16[bar]/ n=200[tours/min]



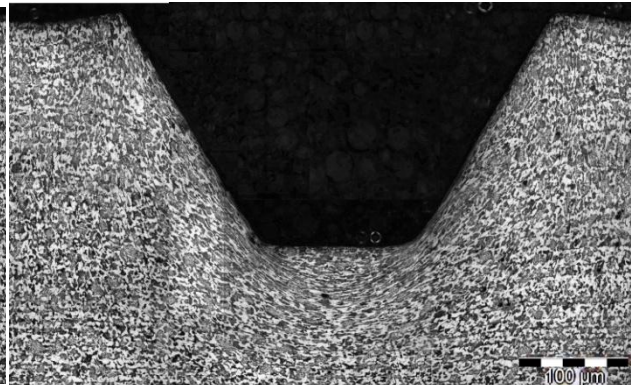
M20 - OLC35 / p=36[bar]/n=1600[tours/min]



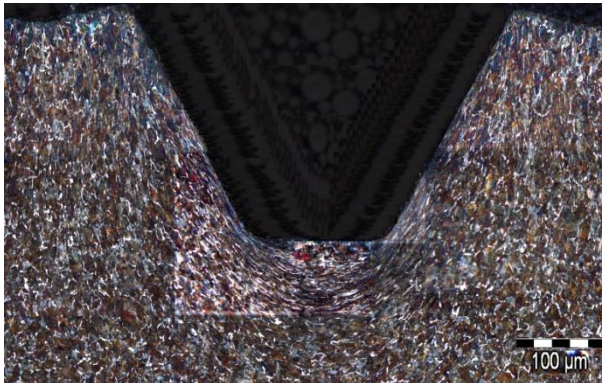
M20 - 18MnCr11/p=16[bar]/n=200[tours/min]



M20 - 18MnCr11 /p=36[bar]/n=1600[tours/min]



M20 - 40Cr10 / p=16[bar]/ n=200[tours/min]



M20 - 40Cr10 / p=36[bar]/n=1600[tours/min]

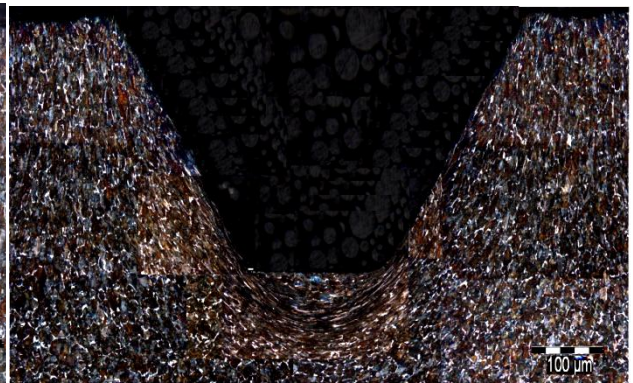


Fig.3.42 M20 - Images des structures métallographiques des profils

En examinant plus finement les micrographies dans la zone sous la dent (figure 3.43), on observe une zone moins déformée juste au contact de la dent, et une zone en forme de croissant, ayant

subi une élongation longitudinale et une rotation très intenses, à une distance de l'ordre de 0,2-0,3 mm en dessous de la surface. Cette observation recoupe l'observation faite en ce qui concerne les mesures de micro-dureté, qui ont permis de localiser une zone de plus grande dureté en forme de croissant en dessous de la surface du fond de la dent.

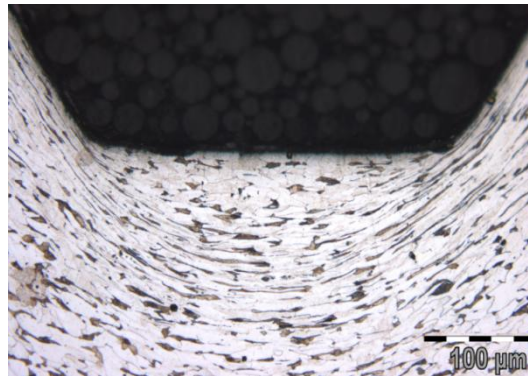
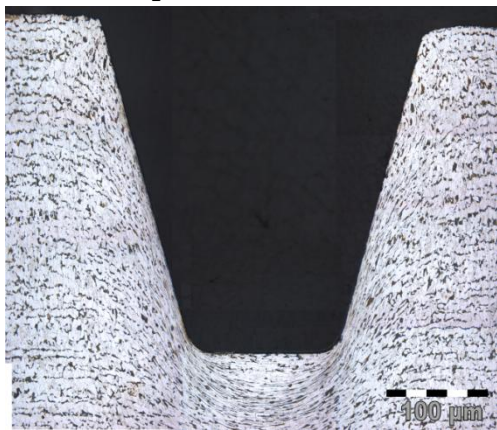


Fig.3.43 Détail de la structure métallographique au fond de la dent (OLC15)

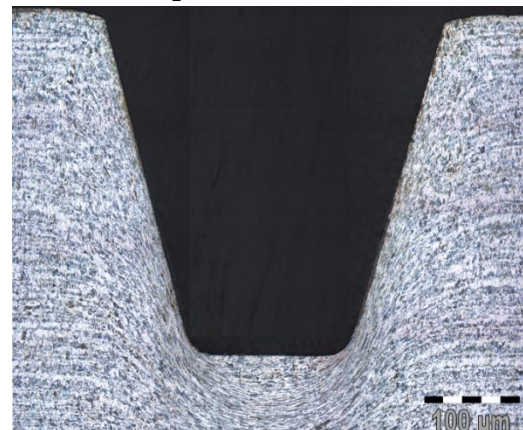
Profil trapézoïdal - Les images obtenues sur la zone des dents sont présentées sur les figures 3.44. On observe pour le profil Tr20 des flux de matière et des déformations encore plus importants que ceux observés sur le profil M20. Ce résultat est cohérent avec les valeurs de micro-dureté plus grandes obtenues sur le profil Tr20.

On observe toujours une zone sous le creux de la dent, ayant subi une élongation longitudinale et une rotation très intenses, à une distance de l'ordre de 0,4-0,5 mm de la surface du fond de la dent.

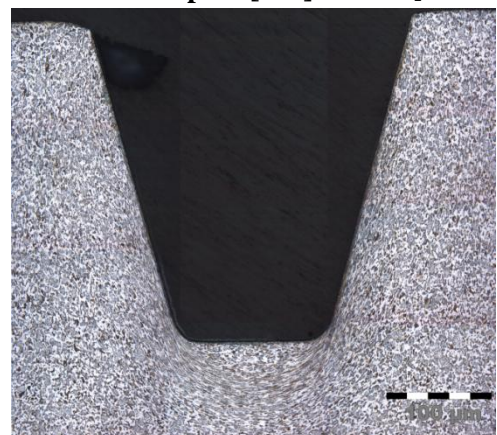
Tr20 - OLC15-p=36[bar] / n=1600[tours/min]



Tr20 - OLC35-p=36[bar] / n=1600[tours/min]



Tr20 - 18MnCr11-p=36[bar]/n=1600[tours/min]



Tr20 - 40Cr10-p=36[bar]/ n=1600[tours/min]

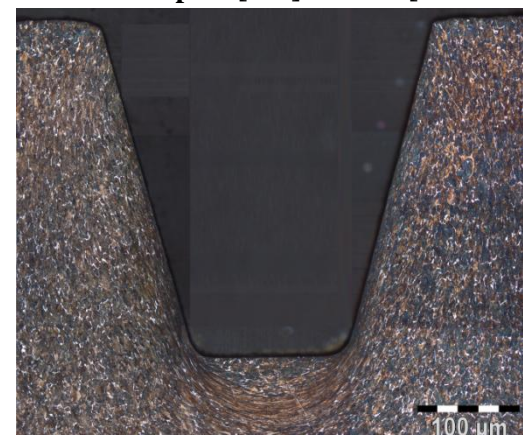


Fig. 3.44 Tr20 - Images des structures métallographiques des profils

3.8 CONCLUSIONS

Un dispositif original monté sur un tour a été conçu et réalisé pour effectuer des opérations de profilage sur des barres cylindriques. Les essais, effectués dans une large gamme de valeurs de vitesse de rotation de la pièce et de pression exercée sur les outils roues ont montré la faisabilité de l'opération de profilage dans les conditions envisagées.

Dans tous les cas, l'étude de la précision géométrique des profils montre que les profils d'outils sont copiés avec une bonne fidélité : il n'a pas été constaté d'écarts sur le pas du profil ni sur l'angle de celui-ci. Par contre, la profondeur de déformation et la hauteur de profils dépendent des conditions technologiques de l'essai.

L'analyse de l'évolution de la force radiale et de la pénétration des outils montre des résultats qui sont la conséquence de l'interaction entre le fonctionnement du système hydraulique et la résistance offerte par la pièce roulée :

- à pression p donnée, l'évolution de la force est peu dépendante de la vitesse de rotation de la pièce, mais la pénétration est plus lente pour les faibles vitesses de rotation ;
- pour différentes pressions p , l'évolution de la force radiale est plus rapide lorsque p croît;
- pour de faibles valeurs de la vitesse de rotation et de la pression exercée par le système hydraulique, le profil programmé n'est pas réalisé. Dans ces conditions la pénétration continue à progresser lorsque la commande d'arrêt du processus intervient ;
- à pression donnée, l'évolution de la force est plus rapide pour les matériaux plus résistants.

L'étude de la rugosité des surfaces générées par roulage a conduit aux conclusions suivantes:

- la rugosité est en moyenne plus faible dans la direction circonférentielle que dans la direction radiale ;
- la rugosité est en moyenne plus faible pour les conditions technologiques de forte pression et forte vitesse de rotation que faible pression et faible vitesse de rotation.
- l'intervalle des valeurs mesurées est plus élevé dans les aciers par cémentation (OLC15 et 18MnCr11) par rapport aux aciers améliorés (OLC35 et 40Cr10).

L'étude de la micro-dureté sur des échantillons coupés par un plan diamétral conduit aux conclusions suivantes :

- le niveau de micro-dureté maximal est obtenu dans le creux et au sommet du profil, et il est légèrement plus faible au cœur de la dent ; plus précisément, la zone située immédiatement sous la dent est légèrement moins dure que la zone sous jacente, se présentant sous la forme d'un croissant situé à environ 0,3 mm en dessous de la zone de contact avec l'outil;
- le pourcentage d'augmentation de la micro-dureté dans la zone des dents par rapport à la micro-dureté du matériau de base est nettement différent pour les différents matériaux. La valeur moyenne de l'augmentation de la micro-dureté dans la dent par rapport au matériau de base est, par valeurs croissantes, d'à peu près 15% pour l'acier 40Cr10, à peu près 40% pour les aciers OLC35 et 18MnCr11 et plus de 56% pour l'acier OLC15.

L'examen métallographique met en évidence les élongations subies par le matériau, et montre en particulier l'existence, en dessous de la surface du fond de la dent, d'une zone en forme de croissant, ayant subi une élongation longitudinale et un cisaillement très intenses. Cette observation recoupe les mesures de micro-dureté plus fortes dans cette zone.

Les mesures de micro-dureté et les examens métallographiques montrent qu'un niveau d'écrouissage et de déformation encore plus intense dans la zone de la dent est atteint pour le profil Tr20 comparé au profil M20, sans doute en raison d'une hauteur de dent plus grande pour le profil Tr20.

CHAPITRE 4

MODELISATION NUMERIQUE DU PROCESSUS DE DÉFORMATION PLASTIQUE PAR MISE EN FORME AVEC DES OUTILS ROUES

4.1 INTRODUCTION

4.2 LES CHOIX EFFECTUES POUR LA SIMULATION

4.2.1 Le choix de l'analyse

4.2.2 Le choix des conditions cinématiques

4.2.3 Le choix du maillage

4.2.4 La modélisation des conditions de roulage

4.2.5 Le choix des essais utilisés pour l'identification de l'écroutissage

4.2.6 Bilan des choix effectués pour les simulations numériques

4.3 VALIDATION DES MODELES NUMERIQUES

4.3.1 Evolution de la force de roulage en fonction du temps

4.3.2 Contraintes équivalentes calculées et micro-duretés mesurées

4.4 CONCLUSIONS

4.1 INTRODUCTION

Ce chapitre a pour objet de réaliser des simulations numériques du processus de roulage, afin de mieux comprendre les résultats expérimentaux, et guider le choix des conditions de roulage optimales. Les principales difficultés concernent : le maillage de la pièce, qui nécessite un grand nombre d'éléments et donc des temps de calcul importants ; les conditions aux limites appliquées, considérant en particulier les incertitudes expérimentales qui existent sur la vitesse de pénétration des outils roues.

Nous proposerons un maillage qui représente un compromis entre temps de calcul et précision des résultats. Ce maillage est défini en fonction des dimensions caractéristiques du profil, et peut donc être appliqué à d'autres profils que ceux étudiés dans ce travail, sans nouvelle recherche d'optimisation.

Les comparaisons entre les forces mesurées et calculées constitueront un des points de validation des simulations numériques. Les lois d'érouissage déduites des essais de compression à petite et grande vitesse (chapitre2) seront utilisées. Une autre comparaison, de caractère local, sera effectuée entre les champs de micro-dureté obtenus expérimentalement et les champs de contraintes équivalentes à la fin du processus.

4.2 LES CHOIX EFFECTUES POUR LA SIMULATION

Quel que soit le programme de calcul utilisé, la simulation par la méthode des éléments finis se réalise en trois phases: la génération du fichier de données, le lancement du calcul et l'exploitation des résultats.

La simulation a été réalisée à l'aide du programme ABAQUS/CAE. Celui-ci présente une construction modulaire, utilise le calcul par éléments finis et il est développé par la firme Karlson et Sorensen, USA, pour les stations de travail et pour les ordinateurs PC.

Les choix qui ont dû être faits concernent :

- le type d'analyse (implicite ou explicite),
- le choix des conditions cinématiques du processus,
- la définition d'un maillage offrant le meilleur compromis entre la précision des simulations et le temps de calcul,
- la modélisation des conditions de roulage (conditions aux limites associées à la pénétration des outils roues).

4.2.1 Le choix de l'analyse

Le maillage de la pièce nécessite un grand nombre d'éléments pour obtenir une description fine du comportement sur la partie externe de la pièce roulée. Cette finesse du maillage porte aussi bien sur le maillage le long du rayon de la pièce, que longitudinalement et circonférentiellement. Le temps de calcul est prohibitif dans le cas d'une analyse implicite. Nous avons donc choisi une analyse explicite (Abaqus/Explicit), en prenant soin d'obtenir une énergie cinétique "suffisante" (de l'ordre de quelques pour cents de l'énergie totale) afin de pouvoir résoudre les équations de la dynamique. On impose donc une vitesse de déplacement et une vitesse de rotation qui sont dans un rapport 10^3 par rapport à l'essai réel, en utilisant une échelle de temps 5×10^2 plus faible pour définir la pénétration des outils et une vitesse de rotation 5×10^2 plus forte. L'ordre de grandeur du temps d'essai introduit dans les simulations est donc la milli-seconde au lieu de la seconde dans l'essai réel.

4.2.2 Le choix des conditions cinématiques

La pièce réelle a une forme assez complexe pour assurer la fixation sur le tour. Pour la réduction du temps de calcul, le semi-produit utilisé pour la simulation a une forme simple, cylindrique. Le diamètre est celui choisi expérimentalement sur la base de l'hypothèse de constance du volume afin d'obtenir les dimensions souhaitées du profil final. Ce diamètre est $d_0=18,8$ [mm] – pour le profil M20, et $d_0=18,86$ [mm] – pour le profil Tr20.

Le choix de la longueur de la pièce dans les simulations fera l'objet d'une mise au point sur la base des résultats de simulations numériques.

Les outils roues ont le profil conjugué du profil à réaliser, le diamètre extérieur étant égal à 120 mm.

Le comportement du matériau est défini par les paramètres suivants:

- dans le domaine élastique par le module d'Young $E=210$ GPa et le coefficient de Poisson $\nu = 0,3$;
- dans le domaine plastique par le critère de von Mises associé à un écrouissage isotrope, en utilisant les différentes lois d'écrouissage qui ont été envisagées au cours de l'étude, les simulations définitives étant réalisées avec la loi de Johnson-Cook modifiée, identifiée par les essais de compression (chapitre 2).

Les paramètres du régime de mise en forme sont introduits par la définition des conditions aux limites. Nous rappelons que la réalisation expérimentale imposait la rotation de la pièce et que la rotation des outils roues résultait du contact avec frottement entre la pièce et les outils. La modélisation de la pièce aurait alors imposé que le cœur de la pièce soit constitué d'éléments rigides afin de pouvoir imposer une rotation autour de son axe. Nous avons modifié les conditions de roulage, en imposant la rotation des outils roues en plus de leur avance. Ainsi,

- l'outil roue situé à droite (figure 4.1) a une avance imposée $-h(t)$ dans la direction X et une vitesse de rotation n_s autour de la direction Z;
- l'outil roue situé à gauche a une avance imposée $h(t)$ dans la direction X et une vitesse de rotation n_s autour de la direction Z;
- la pièce est libre; en contact avec un support inférieur; elle a son axe situé à 0,1 mm en dessous de l'axe joignant le centre des outils.

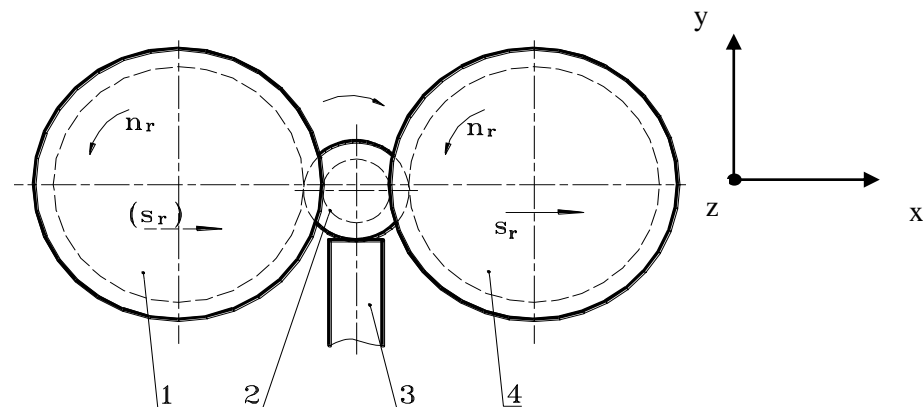


Fig. 4.1 Conditions de formage utilisées en simulation, avec rotation et avance radiale des roues.

Le contact entre les surfaces est du type « surface-to-surface », le coefficient de frottement

entre les outils et le semi-produit est de 0,3 et entre le semi-produit et le support est de 0,01. Ces valeurs ont été choisies sur la base des recommandations de la littérature.

Les paramètres du régime de roulage ont été établis par rapport à ceux utilisés expérimentalement. Pour tous les modèles, la vitesse de rotation de la pièce a été de 1600 rot/min dans l'hypothèse d'un roulement sans glissement. La vitesse de rotation des outils roues a donc été prise égale à 13,12 rad/s, en tenant compte des rapports de diamètre entre la pièce et les outils roues. La courbe d'avance a été introduite sous différentes formes (§ 4.2.4). Le temps de pénétration des outils a été fixé comme étant égal au temps mesuré expérimentalement au moment de la chute de la force. Le temps de calibrage a été pris de façon à obtenir 2 rotations de la pièce.

4.2.3 Le choix du maillage

La première étape de l'étude a concerné l'influence du maillage et la longueur du semi-produit, et elle a eu comme objectif de trouver le meilleur compromis entre un modèle numérique avec un nombre minimum d'éléments (dont l'utilisation conduit à un temps de simulation faible, mais à des résultats approximatifs) et un modèle avec un maillage très fin (grand nombre d'éléments) dont l'utilisation conduit à un temps de simulation long, mais à des résultats très bons.

Les simulations concernant la mise au point du maillage ayant été effectuées avant la réalisation des essais de compression, nous avons utilisé dans le présent paragraphe les lois d'érouissage de Ludwik ou de Voce correspondant à l'analyse des essais de torsion. Nous avons vérifié que le choix de la loi d'érouissage est sans incidence sur la mise au point du maillage.

Conditions spécifiques des modèles utilisés pour définir la discrétisation du semi-produit :

Dans le premier modèle le semi-produit a été divisé en zones spécifiques, en fonction du degré de déformation, et en tenant compte des dimensions du profil. Ainsi, le modèle suivant de discrétisation a été envisagé :

- la direction axiale a été divisée en trois zones, fig. 4.2 a:
 - une zone A, avec des déformations très petites, où la taille des éléments peut être grande,
 - une zone B, correspondant au creux du profil, fortement déformée, où la taille des éléments doit être faible;
 - une zone C, correspondant à la pointe du profil, avec une déformations moyenne, où la taille des éléments est moyenne.
- la direction radiale a été divisée en deux zones, fig. 4.2 b:
 - une zone D, associé à la couche superficielle déformée, où la taille des éléments devrait être faible,
 - une zone E, correspondant au noyau, avec des déformations très faibles, où la taille des éléments peut être plus élevée.
 - Pour les zones A, B, C et D ont été utilisés des éléments solides hexaèdre à 8 noeuds et intégration réduite – C3D8R. La zone E a été discrétisée en éléments tétraédriques solides C3D4R à 4 noeuds. Le semi-produit a une longueur égale à 22 mm.

Pour pouvoir généraliser le modèle de discrétisation, les dimensions des éléments dans les cinq zones ont été définies en fonction de la caractéristique principale du profil, le pas p du profil.

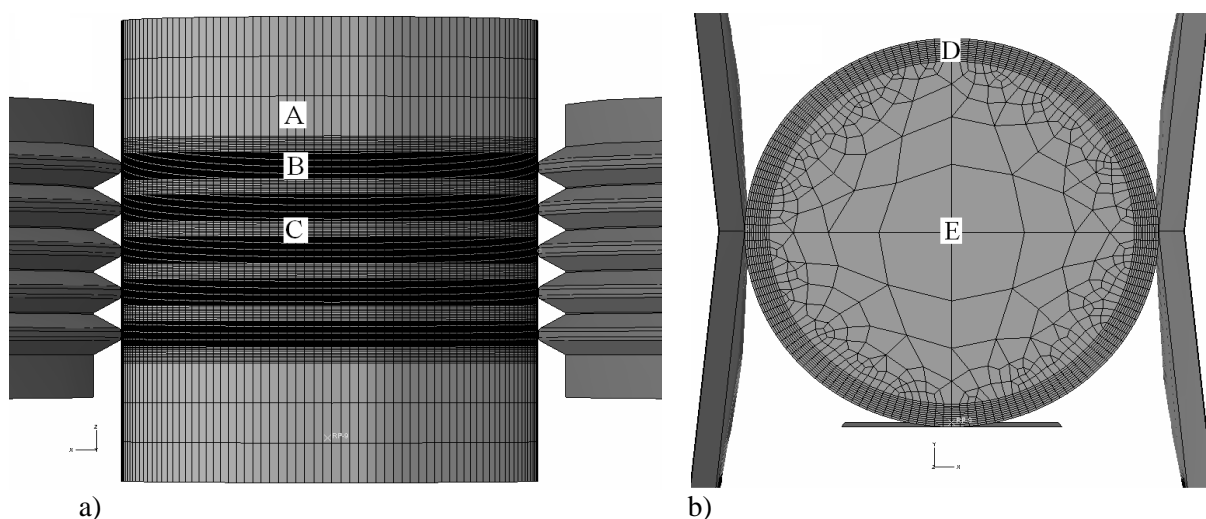


Fig. 4.2 Mode de discrétisation de la pièce dans le modèle numérique 1

Pour les modèles 1 et 2, nous avons utilisé la loi d'érouissage de Voce identifiée à partir des essais de torsion. Pour le modèle 1, nous avons utilisé les dimensions d'éléments données dans le tableau 4.1. On note que l'utilisation de la discrétisation sur les zones proposées conduit à un nombre considérable d'éléments.

Tableau 4.1 Les dimensions des éléments finis pour le modèle numérique 1.

Numéro de modèle	Nombre total d'éléments	Dimensions d'éléments (longueur x largeur), en mm			
		Zone A	Zone B	Zone C	Zone D
1	444 400	2x0.4 $p \times p/5$	0.4x0.04 $p/5 \times p/50$	0.4x0.08 $p/5 \times p/25$	0.4x0.1 $p/5 \times p/20$

Afin de réduire le nombre des éléments, le modèle 2 a été discrétisé différemment, comme le suggère la figure 4.3.

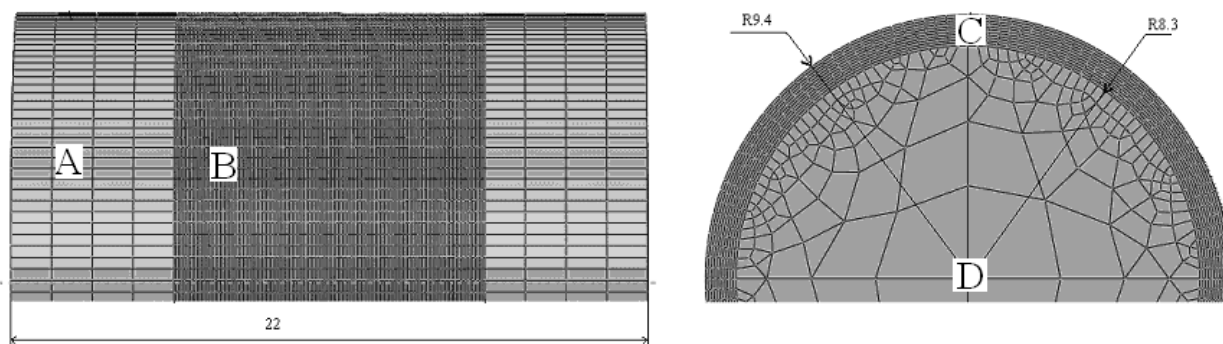


Fig. 4.3 Mode de discrétisation de la pièce dans le modèle numérique 2.

Les dimensions des éléments utilisés dans ce modèle sont données dans le tableau 4.2. Les conditions aux limites utilisées dans le deuxième modèle étaient identiques à celles utilisées pour le premier modèle. Les résultats obtenus avec ce modèle de discrétisation conduit à une réduction du temps de calcul de près de moitié (36 heures comparativement au modèle 1 où le calcul a pris 60

heures). Toutefois, la forme du profil obtenue dans la zone du creux n'est pas satisfaisante, fig. 4.4 et fig. 4.5. Nous observons un très grand étirement des éléments au creux du profil.

Tableau 4.2 Les dimensions des éléments finis pour le modèle numérique 2.

Numéro de modèle	Nombre total d'éléments	Dimensions d'éléments (longueur x largeur), en mm		
		Zone A	Zone B	Zone C
2	286 843	1.6x0.4 p/1.25 x p/5	0.4x0.04 p/5 x p/50	0.4x0.1 p/5 x p/20

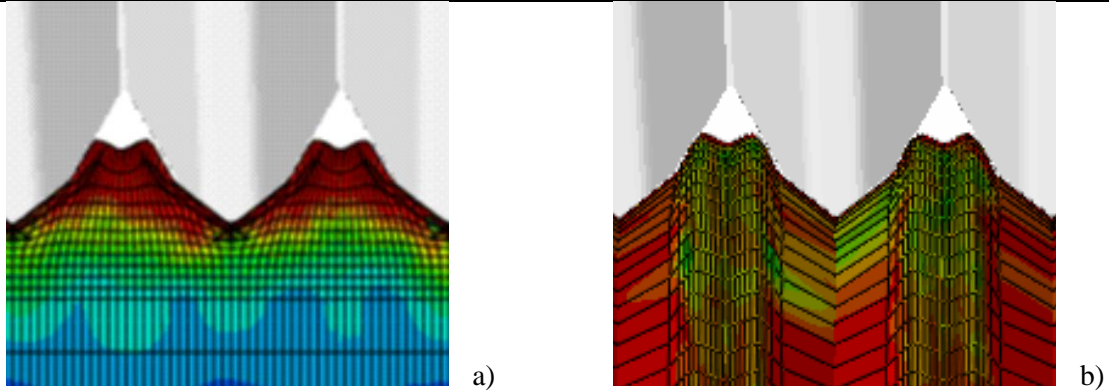


Fig. 4.4 Forme du profil obtenu par simulation avec le modèle 1 : a) section axiale, b) vue extérieure.

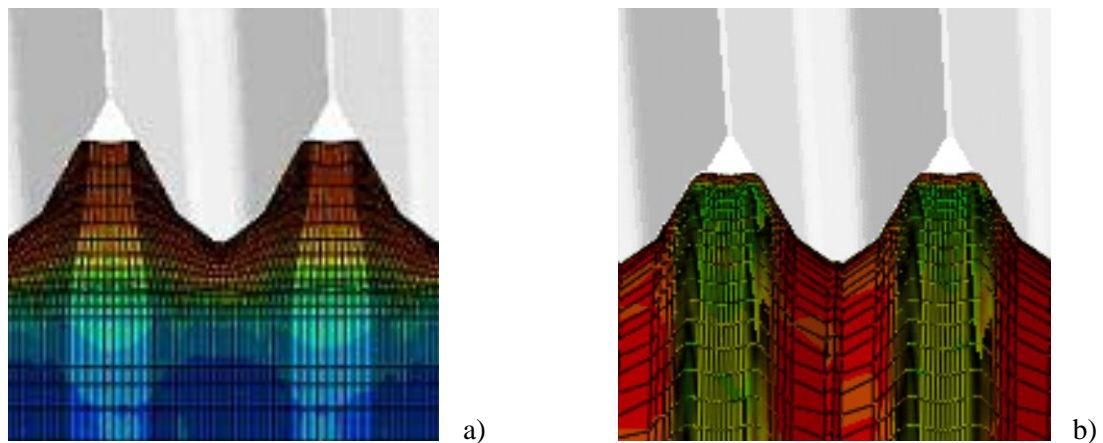


Fig. 4.5 Forme du profil obtenu par simulation avec le modèle 2 : a) section axiale, b) vue extérieure.

Dans la poursuite de l'optimisation du maillage, et en prenant comme point de départ le modèle 1, nous avons envisagé un certain nombre de variantes. Les dimensions des éléments finis pour ces modèles, le nombre total d'éléments et la durée de la simulation sont présentés dans le tableau 4.3. L'objectif est toujours d'obtenir un compromis entre le nombre d'éléments (le temps de calcul) et la qualité des résultats obtenus. Toutes ces simulations ont été effectuées avec la loi d'écroutissement de Ludwik identifiée en torsion.

La simulation avec le modèle 3 a été effectuée avec une discrétisation identique au modèle 1. En comparant les résultats obtenus, nous avons conclu que la forme du profil obtenu par la simulation dépend essentiellement du maillage réalisé, et qu'elle est pratiquement indépendante de la loi d'écroutissement utilisée.

Dans les modèles 4-7 nous avons divisé la zone B, correspondant au creux et au flanc de la dent, en 2 parties, fig.4.6 :

- la zone B₁, correspondant au creux du profil, avec la plus grande déformation, qui a une discrétisation très fine.
- la zone B₂, correspondant au flanc du profil, avec une grande déformation, qui a une discrétisation fine.

Tableau 4.3 Les dimensions des éléments finis pour les modèles de discrétisation numéros3-7

Numéro de modèle	Nombre total d'éléments	Temps de calcul, en heures	Dimensions des éléments (longueur x largeur) en mm				
			Zone A	Zone B		Zone C	Zone D
				B ₁	B ₂		
3	444 400	63	2x0.4 p x p/5	0.4x0.04 p/5 x p/50		0.4x0.08 p/5 x p/25	0.4x0.1 p/5 x p/20
4	584 930	---	2x0.4 p x p/5	0.4x0.02 p/5 x p/100	0.4x0.04 p/5 x p/50	0.4x0.08 p/5 x p/25	0.4x0.1 p/5 x p/20
5	488 114	123	2x0.4 p x p/5	0.4x0.02 p/5 x p/100	0.4x0.04 p/5 x p/50	0.4x0.8 p/5 x p/2.5	0.4x0.1 p/5 x p/20
6	293 540	74	2x0.4 p x p/5	0.4x0.02 p/5 x p/100	0.4x0.04 p/5 x p/50	0.4x0.2 p/5 x p/10	0.4x0.2 p/5 x p/10
7	327 410	80	2x0.4 p x p/5	0.4x0.02 p/5 x p/100	0.4x0.4 p/5 x p/50	0.4x0.08 p/5 x p/25	0.4x0.2 p/5 x p/10

Le modèle 4 (fig.4.6) comporte 584 930 éléments, la simulation n'était pas possible en raison de la mémoire insuffisante du système de calcul utilisé.

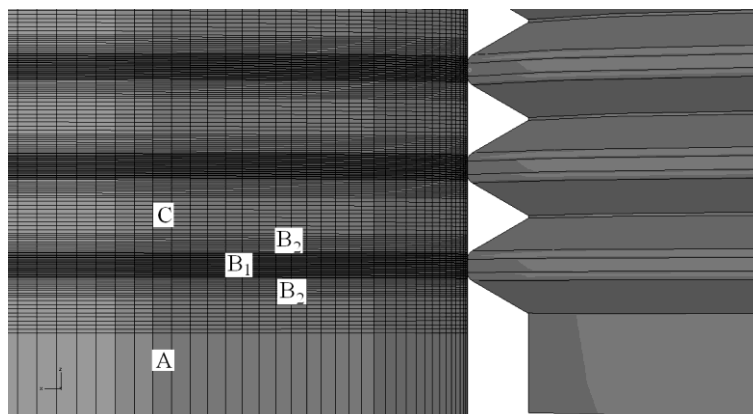


Fig. 4.6 Mode de discrétisation de la pièce dans le modèle numérique 4.

Afin de réduire le nombre des éléments du modèle, ceux-ci ont été redimensionnés dans les zones C et D. Ces modifications ont été réalisées successivement, comme suit :

Pour le modèle 5 les dimensions d'éléments dans la zone C ont été augmentées jusqu'à la dimension maximale possible. Il a obtenu un nombre de 488 114 éléments pour ce modèle, et un temps de calcul de 123 heures. Le profil obtenu avec ce modèle, fig. 4.7, se rapproche de celui obtenu expérimentalement, fig. 4.8. Néanmoins, il ne reproduit pas suffisamment bien le mode d'écoulement du matériau sur la pointe de la dent, à cause de la dimension trop épaisse de l'élément dans cette zone.

Par conséquent, dans le modèle 6 nous avons diminué la taille des éléments dans la zone C et pour la compensation, nous avons augmenté la taille des éléments dans la zone D. Cela a conduit à une diminution du nombre total d'éléments du modèle à 293 540 éléments, et le temps de calcul a été réduit à 74 heures. Mais même dans ce cas, le profil obtenu par simulation, Fig. 4.9, et non pas de reproduire exactement la forme du profil expérimental.

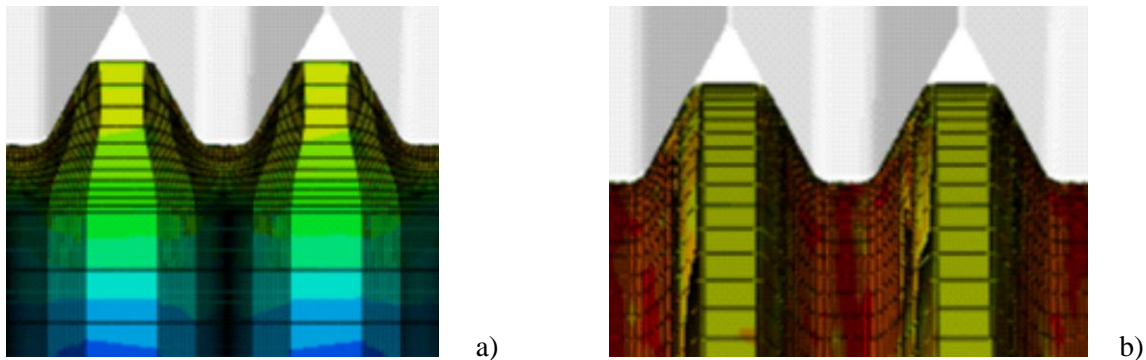


Fig. 4.7 Forme du profil obtenu par simulation avec le modèle 5 : a) section axiale, b) vue extérieure.

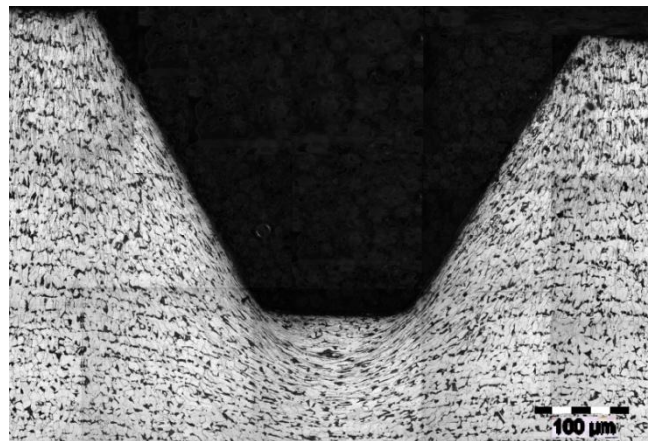


Fig. 4.8 Forme du profil métrique obtenu expérimentalement

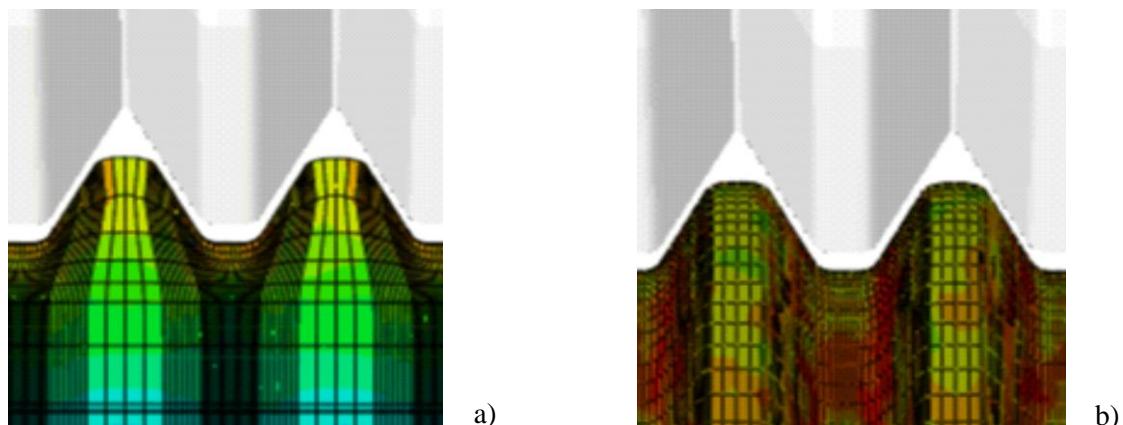


Fig. 4.9 Forme du profil obtenu par simulation avec le modèle 6 : a) section axiale, b) vue extérieure.

Pour le modèle 7, la taille des éléments dans la zone C a été prise égale à celle des modèles 3 et 4 et la taille des éléments dans la zone D a été maintenue égale à la valeur du modèle 6. Par rapport

au modèle précédent, le nombre total d'éléments du modèle augmente jusqu'à 327 410 et le temps de calcul passe à 80 heures. Avec ce maillage, nous avons obtenu la meilleure reproduction du profil, fig. 4.10.

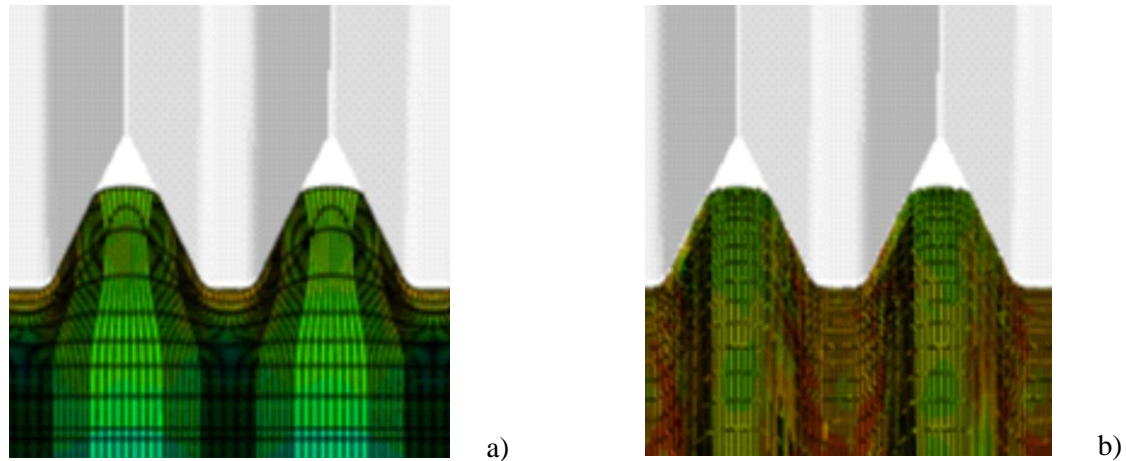


Fig. 4.10 Forme du profil obtenu par simulation avec le modèle 7 : a) section axiale, b) vue extérieure.

Conditions spécifiques des modèles utilisés pour définir la longueur du semi-produit

Pour réduire le nombre d'éléments du modèle et donc le temps de calcul nous avons également envisagé une réduction de la longueur du semi-produit de la longueur 22 mm (correspondant au semi-produit réel), fig. 4.11 (modèle 8) à une longueur minimale de 14 mm (10 mm représentant la longueur du profil usiné, et 2 mm de part et d'autre correspondant à un pas du profil, fig. 4.12 (modèle 9).

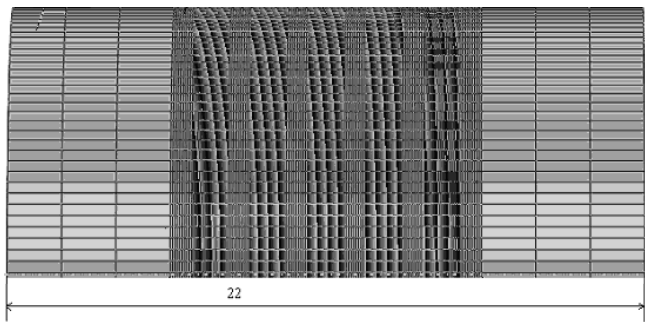


Fig. 4.11 Mode de discrétisation du modèle 8

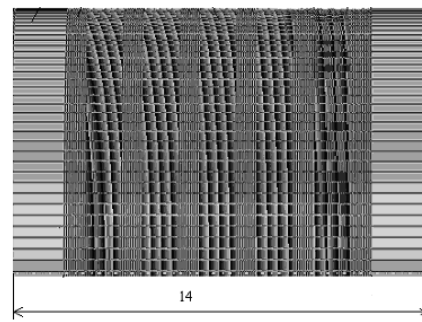


Fig. 4.12 Mode de discrétisation du modèle 9

Les résultats ne sont pas satisfaisants : le temps de calcul a légèrement diminué d'une heure avec le modèle 9, mais la réduction de la longueur du semi-produit a une influence notable sur la force radiale exercée par les outils, la valeur maximale passant de 18 kN pour la simulation avec le modèle 8 à 16 kN pour la simulation avec le modèle 9. Compte tenu de ces résultats, il a été décidé d'utiliser en simulation un semi-produit avec une longueur de 22 mm, correspondant à la longueur réelle du semi-produit utilisé dans les expériences.

En conclusion, nous retenons le modèle 7, qui offre le meilleur compromis entre un modèle numérique avec un nombre minimum d'éléments et une qualité satisfaisante des résultats, avec un maillage ne présentant pas des étirements excessifs dans les zones les plus déformées.

4.2.4 La modélisation des conditions de roulage

Nous avons vu au chapitre 3 que la force et la pénétration ont une allure avec une accélération progressive, une vitesse d'évolution assez constante puis une décélération jusqu'à une éventuelle saturation. Ce comportement correspond à la réponse du système hydraulique à la consigne de pression (et de force maximale) choisie par l'utilisateur, et dépend de la résistance offerte par la pièce usinée. En particulier, la montée en force est légèrement plus rapide, mais la vitesse de pénétration est nettement plus lente pour un matériau plus résistant.

Dans les simulations numériques, la vitesse de pénétration constitue une condition aux limites imposée à la pièce. Il est de ce fait très important d'introduire une loi de pénétration qui reproduit aussi fidèlement que possible les conditions expérimentales. En effet, la valeur de la force radiale F dépend logiquement de la valeur actuelle de la pénétration, $h(t)$, qui caractérise le niveau d'écrouissage déjà subi par le matériau, et de la profondeur de passe, $A_s(t) = \frac{30}{n} \frac{dh}{dt}$, qui caractérise le volume concerné par la déformation. Une mauvaise description de la loi $h(t)$ risque donc de conduire à des valeurs de forces erronées.

L'influence de la loi de pénétration des outils sur la force maximale calculée a été analysée en utilisant différentes modélisations, Fig. 4.13:

- la pénétration mesurée expérimentalement, modèle 14;
- la courbe définie avec l'hypothèse d'une pénétration à vitesse constante, modèle 15;
- la courbe déterminée par une loi empirique (explicitée ci-après), qui vise à ajuster la courbe de pénétration mesurée expérimentalement, modèle 16.

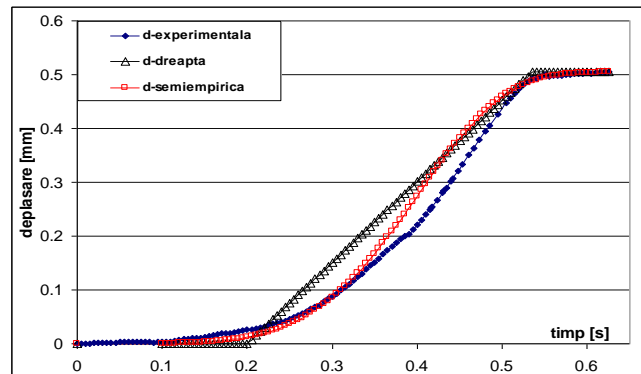


Fig. 4.13 Méthodes de modélisation des courbes de pénétration de l'outil (courbes d'avance)

Les maillages utilisés correspondent au modèle 7, le semi-produit a une longueur de 22 mm, et la loi d'écrouissage est la loi de Ludwik identifiée en torsion. Les résultats obtenus sont résumés dans le tableau. 4.4.

Tableau 4.4 Influence de la loi de pénétration sur la force maximale

Numéro de modèle	Loi d'écrouissage	Loi de pénétration	Force radiale [kN]
14	TOR- Ludwik	avance expérimentale	19,28
15	TOR- Ludwik	avance linéaire	18,12
16	TOR- Ludwik	avance loi empirique	19,72

Les résultats montrent que la force maximale est très sensible à la loi de pénétration utilisée, les valeurs obtenues avec la loi linéaire étant nettement plus faibles. Nous avons décidé d'utiliser la loi empirique décrite ci-après, qui tend à « lisser » les fluctuations de mesures tout en respectant

l'allure générale de la courbe d'avance. Une caractéristique importante de cette courbe est l'accélération progressive de la pénétration, car une vitesse de pénétration non nulle au début de l'essai conduit à une force initiale rapidement croissante, associée à la dureté initiale du matériau. Au début de l'essai la vitesse de pénétration accélérée à partir d'une vitesse nulle conduit logiquement à une accélération progressive de la force, comme cela est observé expérimentalement.

Analyse des courbes expérimentales $h(t)$

L'allure des courbes $h(t)$ fait penser aux lois cinétiques de la forme :

$$h(t) = h_{\max} (1 - \exp(-Bt^\alpha)) \quad (4.1)$$

Nous avons tout d'abord essayé d'ajuster les courbes avec le même exposant α pour tous les essais. Toutes les courbes $h(t)$ se ramèneraient alors à une seule courbe maîtresse $h_0(t_0) = (1 - \exp(-t_0^\alpha))$, avec le temps t de l'essai défini par le changement de variable: $t = B^{1/\alpha} t_0$. Nous n'avons pas pu obtenir de bons résultats avec cette hypothèse. Nous avons donc cherché le meilleur résultat pour chaque essai en faisant varier les 3 paramètres h_{\max} , α et B . Les résultats sont donnés dans le tableau 4.5, ainsi que les valeurs de dh/dt_{\max} , que l'on peut déterminer analytiquement par la condition d'inflexion, $d^2h/dt^2 = 0$. On trouve :

$$dh/dt_{\max} = h_{\max} (\alpha - 1) \exp\left(-\frac{\alpha - 1}{\alpha}\right) / t^* \quad (4.2)$$

avec le temps t^* associé au pont d'inflexion défini par :

$$t^* = \left(\frac{\alpha - 1}{B\alpha}\right)^{1/\alpha} \quad (4.3)$$

d'où :

$$dh/dt_{\max} = h_{\max} (\alpha - 1)^{1-1/\alpha} \alpha^{1/\alpha} \exp\left(-\frac{\alpha - 1}{\alpha}\right) B^{1/\alpha} \quad (4.4)$$

Les valeurs de $A_{\max} = 30 (dh/dt)_{\max}/n$, qui caractérisent le couplage entre la vitesse de déplacement et la vitesse de rotation, sont également reportées dans les tableaux 4.5-4.8.

Tableau 4.5. OLC15 - Analyse de l'évolution de la pénétration $h(t)$ pour les différents essais

OLC15	Réf.p pièce	p	n	d0	h_d.exp	h_max.fit	B	α	Amax
Exp.		[bar]	[rot/min]	[mm]	[mm]	[mm]	[s ^{-α]}	---	
1	P9	16	200	18,781	0,433	0,51	0,162	2,18	0,0302
2	P10	16	400	18,781	0,435	0,51	0,229	2,877	0,0259
3	P11	16	800	18,777	0,439	0,515	0,394	3,56	0,0203
4	P12	16	1600	18,777	0,452	0,52	0,717	3,859	0,0131
5	P8	24	200	18,795	0,466	0,499	0,916	3,253	0,0919
6	P7	24	400	18,795	0,468	0,51	1,693	4,112	0,0679
7	P6	24	800	18,763	0,464	0,504	3,754	4,413	0,0425
8	P5	24	1600	18,763	0,463	0,53	4,73	4,821	0,0248
9	P1	36	200	18,767	0,464	0,493	4,934	4,019	0,1682
10	P2	36	400	18,767	0,466	0,478	19,153	5,36	0,1249
11	P3	36	800	18,78	0,475	0,501	31,138	5,608	0,0727
12	P4	36	1600	18,78	0,481	0,521	41,285	5,423	0,0394

Tableau 4.6. OLC35 - Analyse de l'évolution de la pénétration $h(t)$ pour les différents essais

OLC35	Réf.p pièce	p	n	d0	h_d.exp	h_max.fit	B	α	Amax
Exp.		[bar]	[rot/min]	[mm]	[mm]	[mm]	[$s^{-\alpha}$]	---	
1	P1	16	200	18,789	0,421	0,488	0,135	2,135	0,0256
2	P2	16	400	18,789	0,424	0,479	0,155	3,12	0,0240
3	P3	16	800	18,79	0,435	0,472	0,266	3,945	0,0190
4	P4	16	1600	18,79	0,443	0,481	0,586	4,35	0,0131
5	P8	24	200	18,792	0,446	0,504	0,494	2,831	0,0659
6	P7	24	400	18,792	0,45	0,509	0,808	3,888	0,0536
7	P6	24	800	18,786	0,455	0,53	1,553	4,408	0,0366
8	P5	24	1600	18,786	0,46	0,536	2,853	4,895	0,0229
9	P9	36	200	18,786	0,463	0,49	5,62	4,447	0,1822
10	P10	36	400	18,786	0,465	0,481	22,404	5,053	0,1267
11	P11	36	800	18,783	0,472	0,5	32,51	5,862	0,0743
12	P12	36	1600	18,783	0,477	0,52	59,387	6,156	0,0434

Tableau 4.7. 18MnCr11 - Analyse de l'évolution de la pénétration $h(t)$ pour les différents essais

18MnCr11	Réf.p pièce	p	n	d0	h_d.exp	h_max.fit	B	α	Amax
Exp.		[bar]	[rot/min]	[mm]	[mm]	[mm]	[$s^{-\alpha}$]	---	
1	P4	16	200	18,787	0,417	0,46	0,115	1,811	0,0169
2	P3	16	400	18,787	0,419	0,465	0,156	2,35	0,0152
3	P2	16	800	18,787	0,431	0,475	0,314	2,82	0,0132
4	P1	16	1600	18,787	0,435	0,51	0,462	3,16	0,0092
5	P5	24	200	18,782	0,434	0,47	0,46	3,091	0,0662
6	P6	24	400	18,782	0,448	0,476	1,05	4,674	0,0636
7	P7	24	800	18,775	0,446	0,489	2,824	5,256	0,0440
8	P8	24	1600	18,775	0,454	0,496	7,56	5,832	0,0287
9	P12	36	200	18,78	0,461	0,47	7,647	4,992	0,1988
10	P11	36	400	18,78	0,46	0,5	25,24	6,15	0,1454
11	P10	36	800	18,785	0,469	0,53	58,67	6,48	0,0899
12	P9	36	1600	18,785	0,472	0,505	132,53	6,51	0,0486

Tableau 4.8. 40Cr10 - Analyse de l'évolution de la pénétration $h(t)$ pour les différents essais

40Cr10	Réf.p pièce	p	n	d0	h_d.exp	h_max.fit	B	α	Amax
Exp.		[bar]	[rot/min]	[mm]	[mm]	[mm]	[$s^{-\alpha}$]	---	
1	P9	16	200	18,783	0,401	0,45	0,128	1,25	0,0097
2	P10	16	400	18,783	0,408	0,48	0,22	1,506	0,0098
3	P11	16	800	18,788	0,409	0,54	0,245	1,852	0,0078
4	P12	16	1600	18,788	0,417	0,561	0,387	2,12	0,0060
5	P8	24	200	18,78	0,417	0,425	0,294	2,885	0,0474
6	P7	24	400	18,78	0,422	0,451	0,681	3,327	0,0388
7	P6	24	800	18,787	0,438	0,463	2,933	4,215	0,0358
8	P5	24	1600	18,787	0,444	0,479	4,995	6,166	0,0268
9	P1	36	200	18,787	0,444	0,463	2,16	3,632	0,1196
10	P2	36	400	18,787	0,447	0,48	10,23	5,12	0,1090
11	P3	36	800	18,784	0,45	0,505	57,39	6,57	0,0858
12	P4	36	1600	18,784	0,462	0,51	102,35	6,7	0,0476

Les évolutions expérimentales et calculées de $h(t)$ sont reportées sur la figure 4.14 et 4.15, dans le cas de l'acier OLC15. On observe pour tous les essais une anomalie sur la mesure de

déplacement, correspondant à une stagnation momentanée de la mesure du capteur. Cette anomalie n'a pas été élucidée.

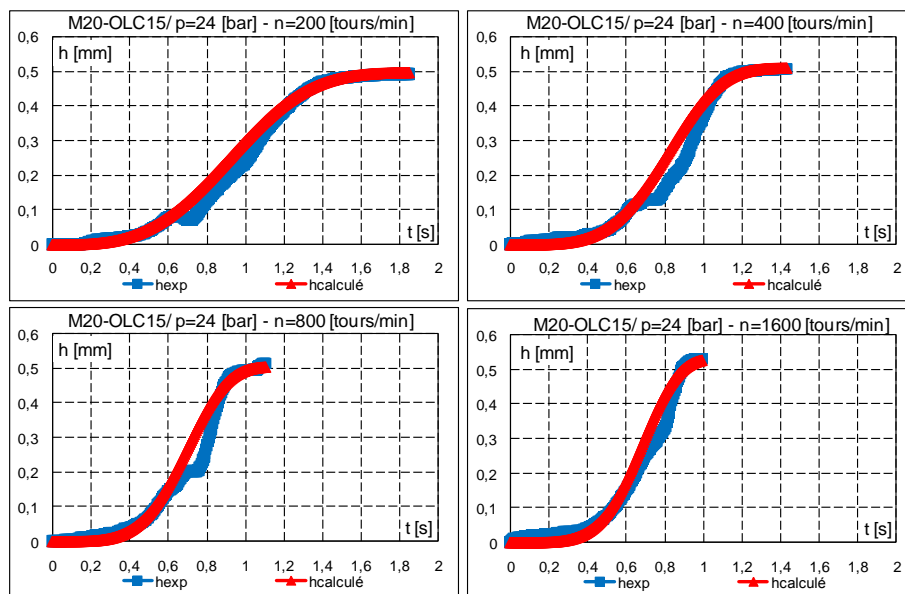


Fig. 4.14. Evolution expérimentale et calculée de la pénétration $h(t)$ pour les différents essais à $p=24$ [bar]

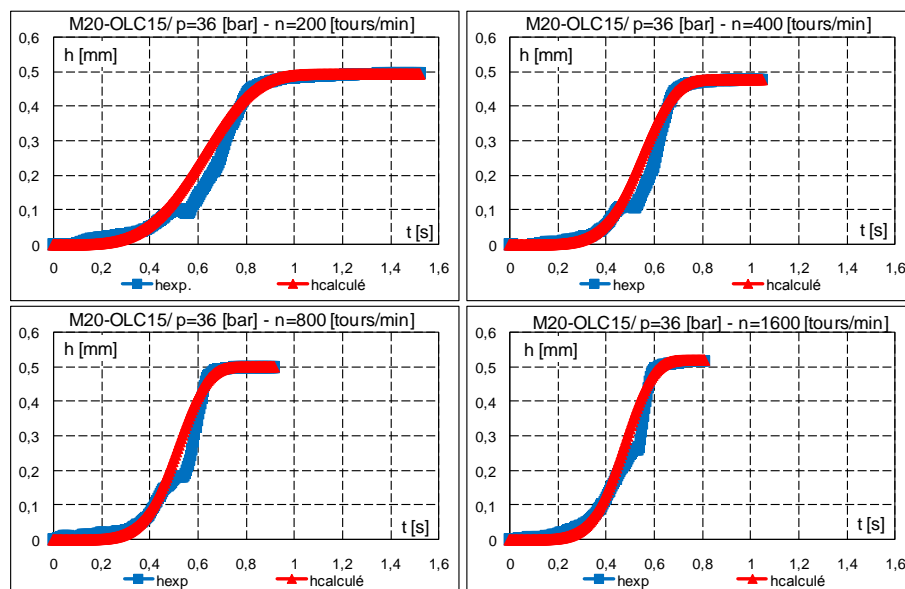


Fig. 4.15 Evolution expérimentale et calculée de la pénétration $h(t)$ pour les différents essais à $p=36$ [bar]

4.2.5 Le choix des essais utilisés pour l'identification de l'érouissage

Le choix de la loi d'érouissage s'appuie sur les essais effectués sur l'acier OLC15. Nous avons envisagé :

- la loi de Voce, obtenue sur la base des essais de torsion du matériau,
- la loi de Ludwik, obtenue sur la base des essais de torsion,
- la loi de Johnson-Cook modifiée, obtenue à partir des essais de compression à petit vitesse, respectivement grande vitesse.

Ces différentes lois d'érouissage sont montrées sur la figure 4.16.

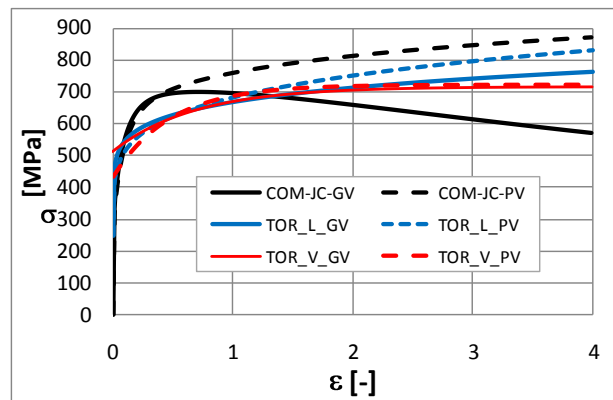


Fig. 4.16 Différentes lois d'érouissage identifiées en compression à petite vitesse (COM-JC-PV), en compression à grande vitesse (COM-JC-GV), et en torsion avec extrapolation avec la loi de Ludwik (TOR-L-PV) et (TOR-L-GV) et avec la loi de Voce (TOR-V-PV) et (TOR-V-GV).

Les modèles 10 à 13 utilisent successivement ces différentes lois avec le même maillage, correspondant au modèle 7, avec un semi-produit de longueur 22 mm et la courbe de pénétration déterminée avec l'équation (4.1).

Les résultats de simulation de ces modèles sont résumés dans le tableau 4.9 en ce qui concerne la force maximale obtenue numériquement. Les résultats de force radiale maximale sont corrélés avec les niveaux de contrainte obtenus à petite et moyenne déformation avec les différentes lois, mais ne semblent pas dépendre de l'extrapolation en très grande déformation. Ce point sera discuté au paragraphe 4.3.

Tableau 4.9. Influence de la loi d'érouissage sur la force maximale

Numéro de modèle	Loi d'érouissage	Force radiale max [kN]
10	TOR_Voce	17,995
11	TOR_Ludwik	18,37
12	COM-PV_JC modifié	22,45
13	COM-GV_JC modifié	22,52

Les formes de profil obtenues avec la loi de Johnson-Cook modifiée, figure 4.17 et 4.18, montrent à nouveau la bonne progressivité de la déformation du maillage sur la base du modèle 7.

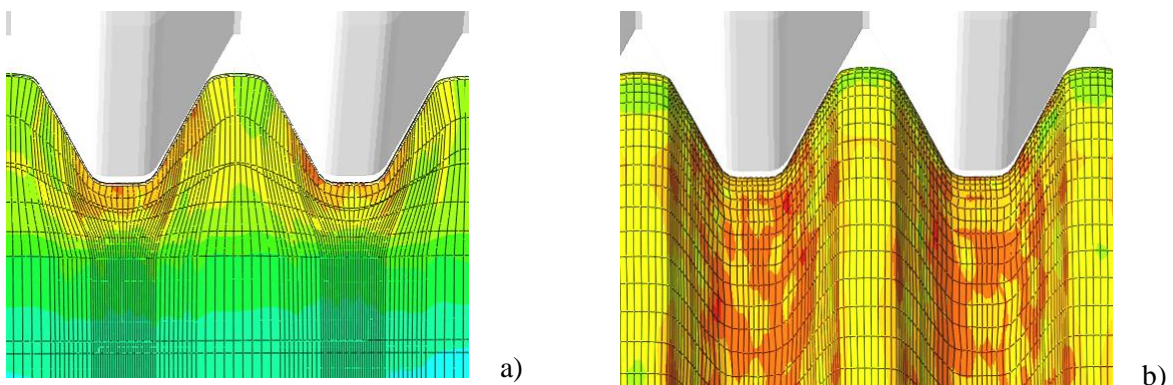


Fig. 4.17 Forme du profil obtenu par simulation avec le modèle 7 : a) section axiale, b) vue extérieure

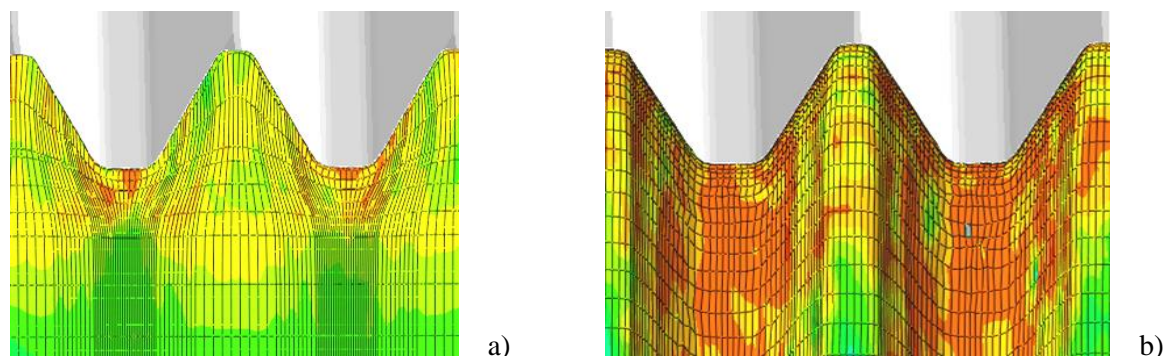


Fig. 4.18 Forme du profil obtenu par simulation avec le modèle 7 : a) section axiale, b) vue extérieure

4.2.6 Bilan des choix effectués pour les simulations numériques

En conclusion de cette partie de l'étude :

- nous avons choisi d'imposer la rotation des outils-roues, avec une vitesse de rotation conduisant à une vitesse de rotation de la pièce égale à la vitesse imposée expérimentalement, en supposant un contact sans glissement entre la pièce et les outils ;
- nous avons choisi d'imposer la pénétration des outils-roues selon un ajustement analytique de la pénétration mesurée expérimentalement ;
- nous avons cherché à définir un maillage optimal de la pièce, offrant un compromis entre un modèle numérique avec un nombre minimum d'éléments et une qualité satisfaisante des résultats, avec un maillage ne présentant pas des étirements excessifs dans les zones les plus déformées. La pièce doit d'autre part avoir dans la simulation une longueur égale à celle de la pièce réelle, afin de ne pas abaisser la force de roulage calculée ;
- les lois d'écrouissage retenues sont celles obtenues par identification du comportement dans les essais de compression.

4.3 VALIDATION DES MODELES NUMERIQUES

4.3.1 Les paramètres prises en compte pour la validation

Les comparaisons entre les simulations et l'expérience portent sur :

- l'évolution de la force de roulage radial en fonction du temps ;
- les dimensions du profil ;
- le niveau des contraintes équivalentes à la fin du processus de déformation, et leur comparaison avec le niveau de micro-dureté mesuré dans la couche superficielle déformée.

Ces comparaisons ont été faites pour l'exécution du profil métrique M20 et trapézoïdal Tr20 dans les mêmes conditions technologiques :

- $p = 36$ [bar];
- $n = 1600$ [tours/min];
- calibrage : $n_c = 2$ [tours].

4.3.2 Evolution de la force de roulage en fonction du temps

Profil M20 - Les évolutions de la force de roulage calculée en fonction du temps sont présentées sur les figures 4.19 - 4.22 pour les différents matériaux. La force maximale est très proche de celle mesurée expérimentalement, sauf pour l'acier 40Cr10 qui présente une force maximale plus faible expérimentalement. Il est logique que l'acier 40Cr10, qui présente des contraintes d'écoulement

plus élevées que les autres aciers, et en particulier le 18MnCr11, présente une force maximale de roulage également plus élevée. On peut donc suspecter un problème lié à l'expérience.

Nous observons par contre un écart important sur le temps pour obtenir la déformation maximale. Nous avons vu précédemment l'importance de la modélisation de la loi d'enfoncement $h(t)$ sur cette valeur du temps à la force maximale.

Un résultat surprenant concerne les courbes obtenues avec les deux lois d'écroutissage à petite vitesse et à grande vitesse. Pour un matériau donné (acier OLC 15, figure 4.19, et acier OLC35, figure 4.20) les courbes simulées sont pratiquement superposées. D'autre part les extrapolations en grandes déformations de ces courbes divergent fortement.

Nous observons par ailleurs des niveaux de force maximale plus grands pour les matériaux plus durs. De même, nous avons observé des niveaux de force plus faibles pour un matériau donné lorsque nous avons effectué les simulations avec la loi d'écroutissage obtenue en torsion, qui donne des niveaux de contraintes plus faibles dans le domaine des petites et moyennes déformations (figure 4.19 et tableau 4.9). Ces observations tendent à montrer que ce sont les niveaux de contraintes en petites et moyennes déformations qui contrôlent le niveau de force obtenu. Pour interpréter ce résultat, nous pouvons observer que la dimension de la zone affectée par les grandes déformations est limitée (par exemple, les simulations montrent que la zone subissant une déformation équivalente supérieure à $\varepsilon=0,7$ à la fin du roulage est de l'ordre 10% du volume total de la pièce. La plus grande part du travail plastique est donc consacrée à déformer un volume important de la pièce à des niveaux de déformation modérés.

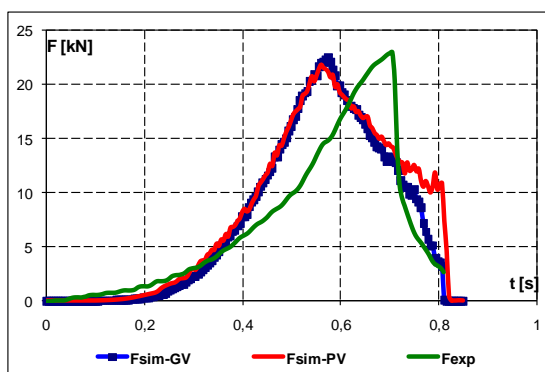


Fig.4.19M20 - Acier OLC15. Evolution de la force de roulage radiale obtenue par simulation (ABAQUS) et expérimentale

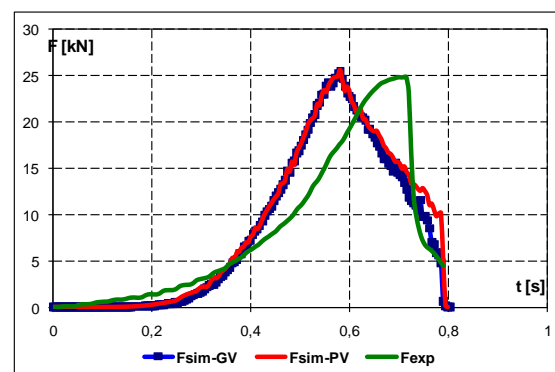


Fig.4.20 M20 - Acier OLC35. Evolution de la force de roulage radiale obtenue par simulation (ABAQUS) et expérimentale

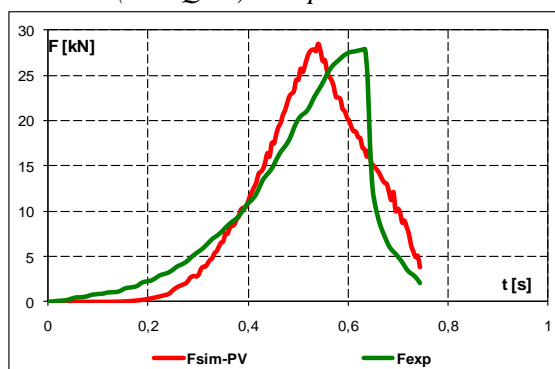


Fig.4.21M20 - Acier 18MnCr11. Evolution de la force de roulage radiale obtenue par simulation (ABAQUS) et expérimentale

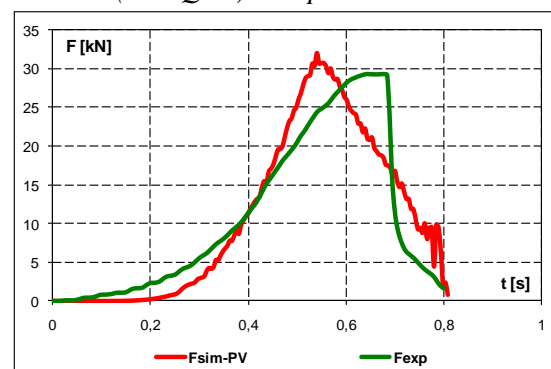


Fig.4.22M20 - Acier 40Cr10. Evolution de la force de roulage radiale obtenue par simulation (ABAQUS) et expérimentale

Dans les figures 4.23 – 4.26 sont les représentations graphiques de la force par rapport au

temps, pour le profil trapézoïdale. Les courbes sont obtenues grâce à l'utilisation des données expérimentales et des données sortant des simulations numériques. Pour les matériaux non alliés, le niveau maximum de la force obtenue par simulation numérique est très proche de celui obtenu expérimental, mais pour les matériaux alliés les forces qui sortent de la simulation numérique sont plus grandes que celles expérimentales.

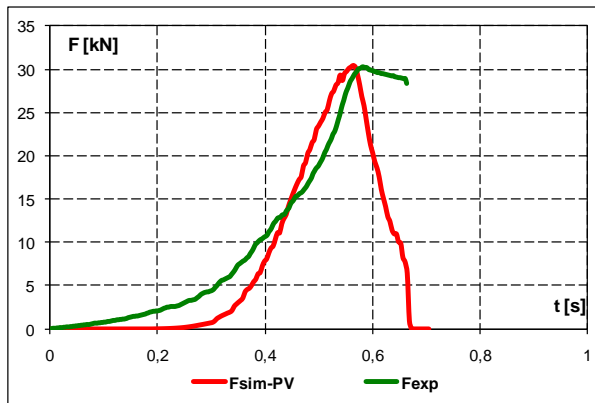


Fig.4.23 Tr20 - Acier OLC15. Evolution de la force de roulage radial obtenue par simulation (ABAQUS) et expérimentale

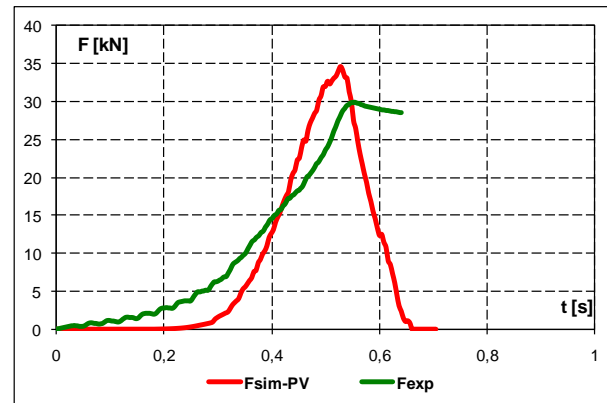


Fig.4.24 Tr20 - Acier OLC35. Evolution de la force de roulage radial obtenue par simulation (ABAQUS) et expérimentale

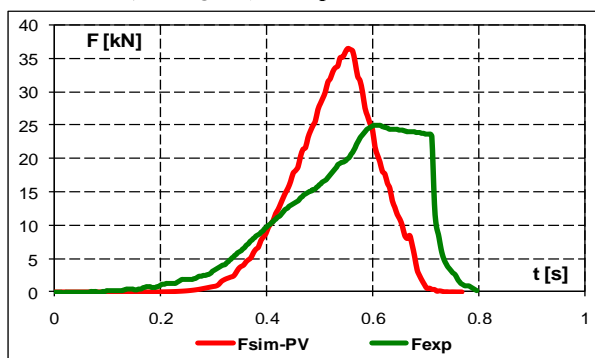


Fig.4.25 Tr20 - Acier 18MnCr11. Evolution de la force de roulage radial obtenue par simulation (ABAQUS) et expérimentale

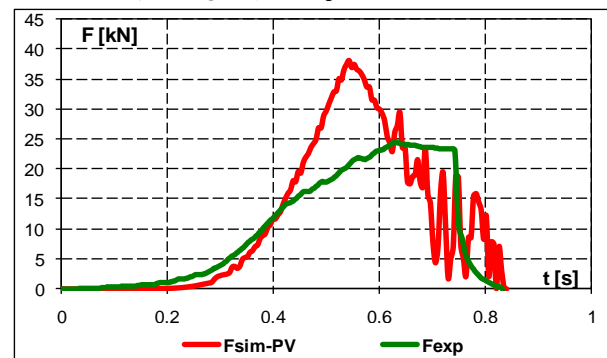


Fig.4.26 Tr20 - Acier 40Cr10. Evolution de la force de roulage radial obtenue par simulation (ABAQUS) et expérimentale

4.3.3 Contraintes équivalentes calculées et micro-duretés mesurées

Une autre approche pour valider le modèle numérique consiste à analyser le niveau d'écrouissage de la couche déformée. A cet effet, nous avons utilisé comme point de départ les valeurs expérimentales de la micro-dureté de la couche superficielle écrouie, mesurée en coupe axiale du profil. Nous avons comparé ces valeurs aux valeurs de contrainte équivalente obtenues par simulation dans la même zone du profil. Pour les matériaux non déformés, la micro-dureté HV est proportionnelle à la contrainte initiale σ_y :

$$HV = \alpha \cdot \sigma_y \quad (4.5)$$

où le coefficient de proportionnalité α est proche de 3. Dans la relation (4.5) HV et σ_y doivent bien sûr être exprimés dans la même unité [MPa].

Pour réaliser le lien entre la micro-dureté et l'état actuel du matériau déformé, la contrainte σ_y dans la relation précédente doit être remplacée par la contrainte équivalente $\bar{\sigma}$, représentative de l'état d'écrouissage du matériau. La valeur de contrainte équivalente peut être calculée en utilisant la loi d'écrouissage du matériau, connaissant la déformation équivalente obtenue par simulation (PEEQ).

Profil métrique - Ainsi, nous avons reporté sur la figure 4.27, d'une part, les cartes de micro-dureté expérimentales, d'autre part les niveaux de déformation équivalente obtenus par simulation

(PEEQ), et les estimations associées de la micro-dureté (équation 4.5). Cette conversion est faite uniquement avec la simulation effectuée en utilisant la loi d'écroutissage obtenue à petite vitesse, puisque la loi à grande vitesse est obtenue en tenant compte d'un échauffement du matériau résultant du couplage thermomécanique, alors que les mesures de micro-dureté sont bien sûr effectuées à la température ambiante.

En dépit de l'existence d'une dispersion des valeurs expérimentales de micro-dureté, la corrélation entre les micro-duretés expérimentales et estimées à partir des simulations numériques est bonne, en ce qui concerne le niveau maximum d'écroutissage, situé dans le creux de profil, et dans la zone de raccordement entre la base et le flanc de la dent (la zone associée à la pointe d'outil roue qui vient en contact avec le semi-produit). La corrélation entre les valeurs mesurées de la micro-dureté, et celles estimées à partir des simulations en utilisant le coefficient de proportionnalité α égal à 3 est également bonne.

On retrouve une bonne concordance pour tous les matériaux (fig.4.27 - 4.30). La principale différence qui se retrouve pour tous les matériaux provient d'une estimation plus faible de la micro-dureté à partir des déformations équivalentes obtenues numériquement au sommet de la dent.

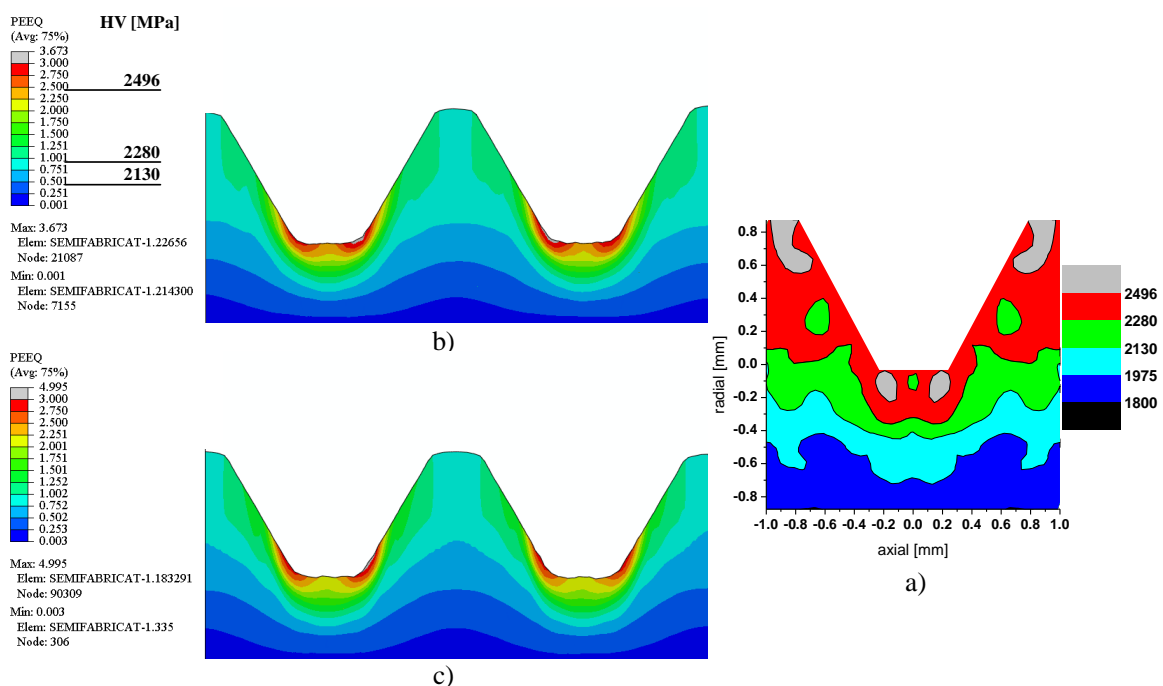


Fig.4.27 Acier OLC15-Niveaux de micro-dureté obtenus expérimentalement en [MPa] (a) ; distributions des déformations équivalentes pour les deux modèles simulés: en utilisant la loi d'écroutissage à petit vitesse (b), respectivement, à grande vitesse (c) ; conversion en valeurs estimées de la micro-dureté (b)

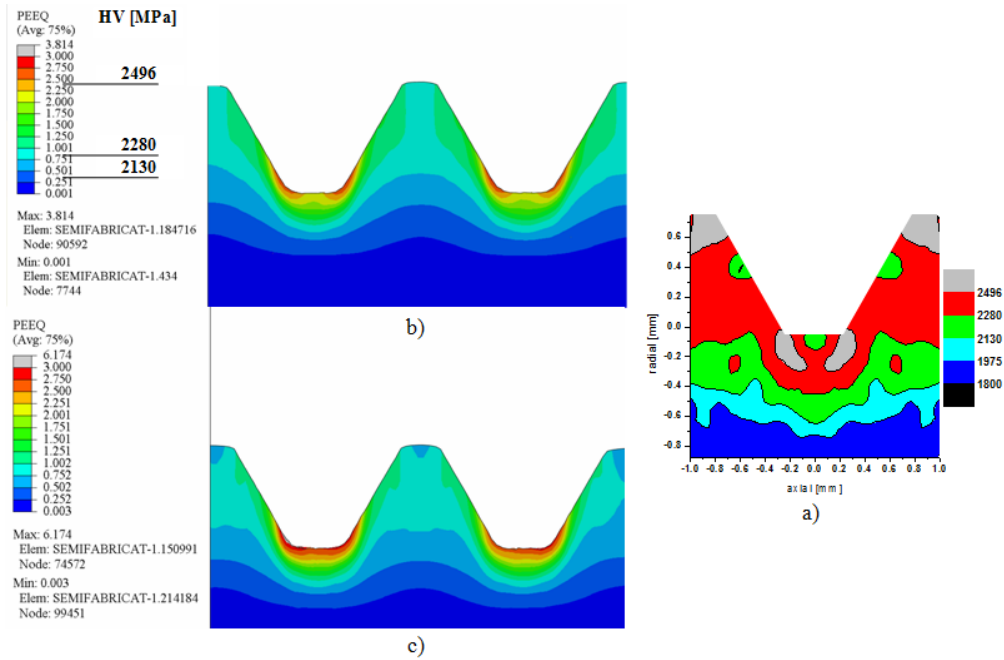


Fig.4.28 Acier OLC35- Niveaux de micro-dureté obtenus expérimentalement en [MPa] (a) ; distributions des déformations équivalentes pour les deux modèles simulés: en utilisant la loi d'érouissage à petit vitesse (b), respectivement, à grande vitesse (c) ; conversion en valeurs estimées de la micro-dureté (b)

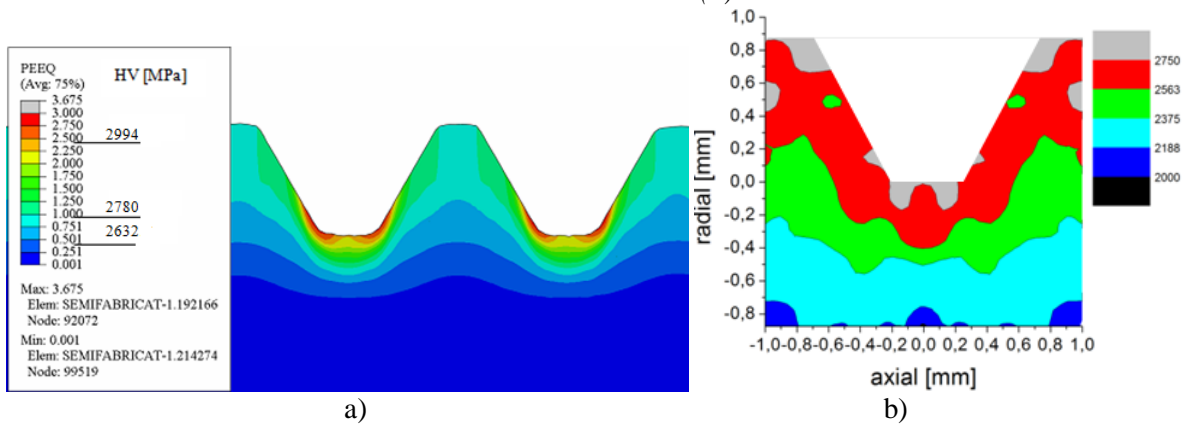


Fig.4.29 Acier 18MnCr11 - distributions des déformations équivalentes en utilisant la loi d'érouissage à petit vitesse(a) ; niveaux de micro-dureté obtenus expérimentalement en [MPa] (b)

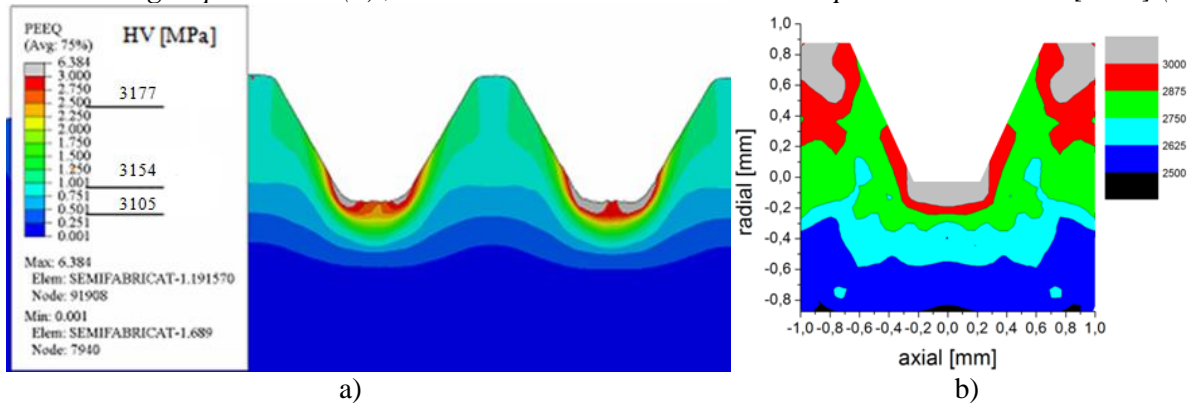


Fig.4.30 Acier 40Cr10 - distributions des déformations équivalentes en utilisant la loi d'érouissage à petit vitesse (a) ; niveaux de micro-dureté obtenus expérimentalement en [MPa] (b)

Profil trapézoïdal - Les allures générales des champs de déformations sont comparables avec celles obtenues pour le profil M20, mais avec des valeurs maximales plus importantes (fig. 4.31-4.34).

A nouveau les valeurs de micro-dureté expérimentales et calculées à partir de la contrainte équivalente sont en bonne correspondance. Toutefois on trouve, comme pour le profil M20, des estimations plus faibles de la micro-dureté à partir des déformations équivalentes obtenues numériquement au sommet de la dent, par comparaison avec les micro-duretés mesurées.

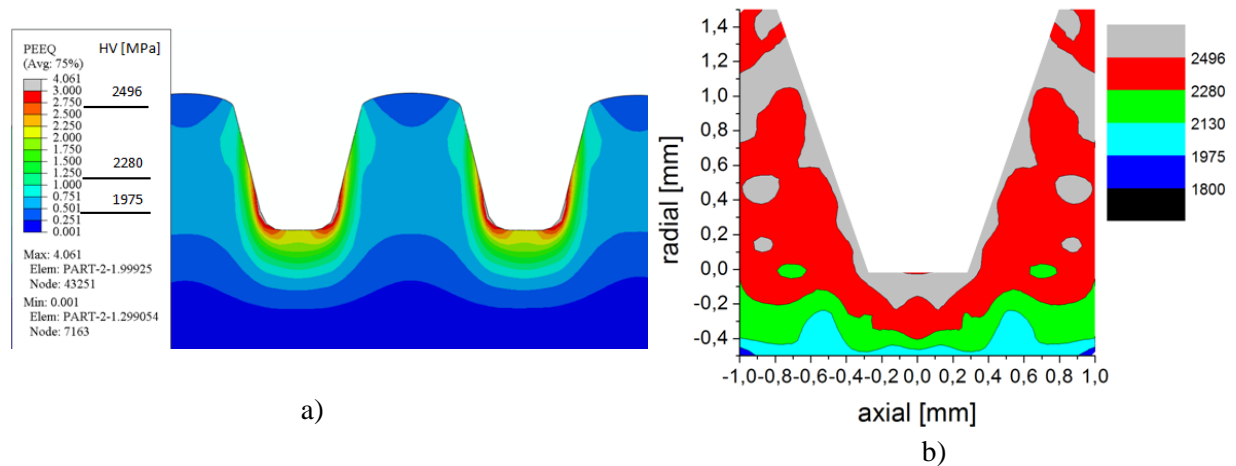


Fig.4.31 Acier OLC15 - distributions des déformations équivalentes en utilisant la loi d'écroutissage à petit vitesse (a) ; niveaux de micro-dureté obtenus expérimentalement en [MPa] (b)

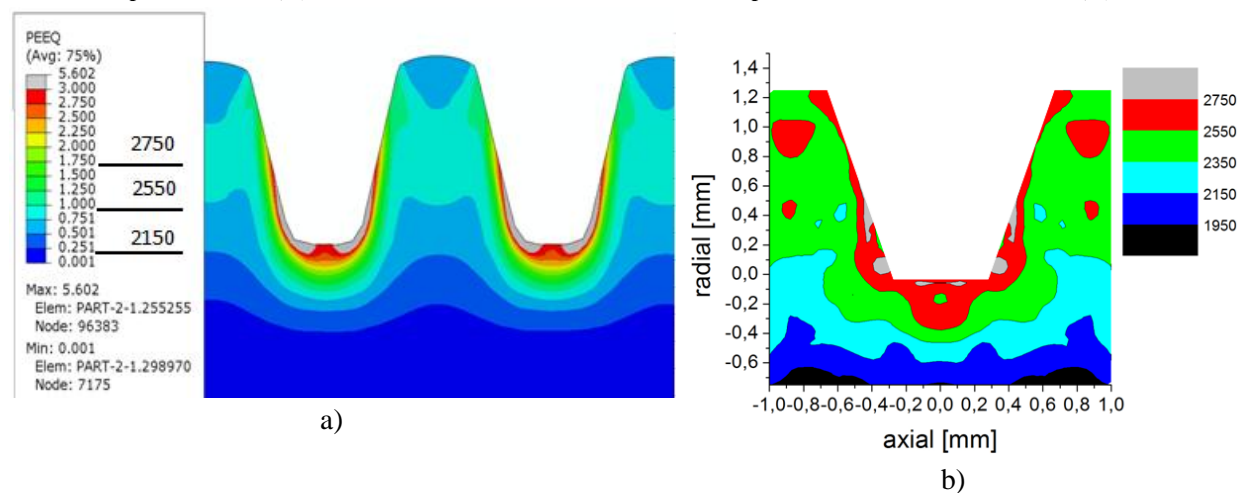


Fig.4.32 Acier OLC35- distributions des déformations équivalentes en utilisant la loi d'écroutissage à petit vitesse (a) ; niveaux de micro-dureté obtenus expérimentalement en [MPa] (b)

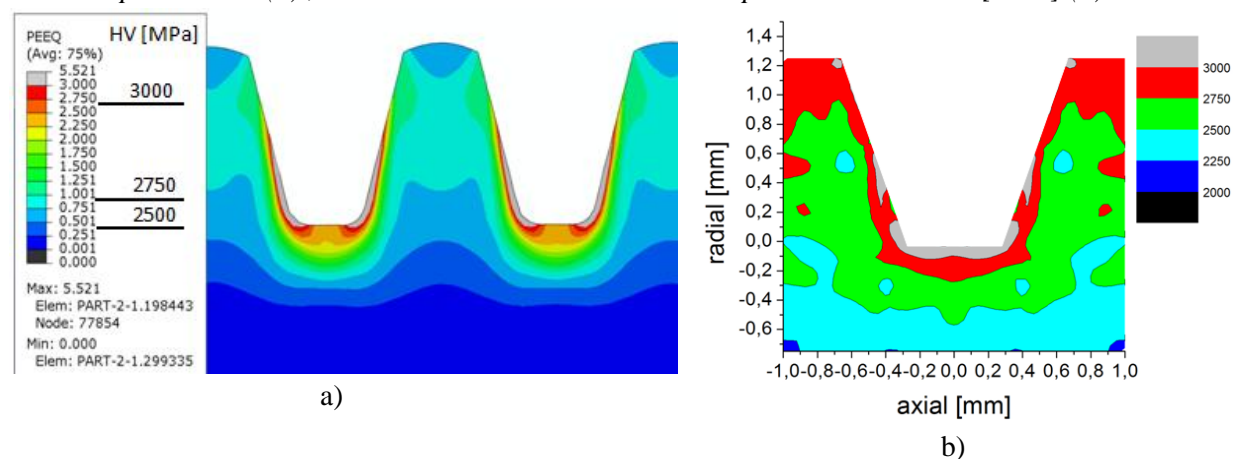


Fig.4.33 Acier 18MnCr11 - distributions des déformations équivalentes en utilisant la loi d'écroutissage à petit vitesse (a) ; niveaux de micro-dureté obtenus expérimentalement en [MPa] (b)

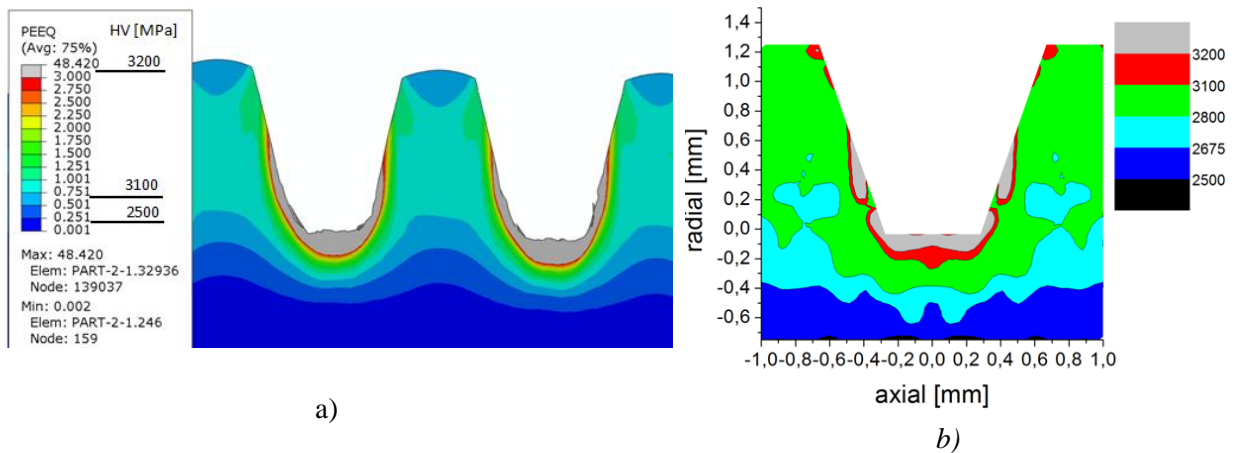


Fig.4.34 Acier 40Cr10 - distributions des déformations équivalentes en utilisant la loi d'érouissage à petite vitesse (a); niveaux de micro-dureté obtenus expérimentalement en [MPa] (b)

4.4 CONCLUSIONS

Les simulations numériques ont été effectuées avec le code de calcul Abaqus/explicit. La modélisation des conditions aux limites a fait l'objet d'un certain nombre d'adaptations par rapport à l'expérience :

- la réalisation expérimentale impose la rotation de la pièce, et la rotation des outils roues résulte du contact avec frottement entre la pièce et les outils. Dans la modélisation numérique nous avons imposé la rotation des outils roues, de façon à retrouver la vitesse de rotation expérimentale de la pièce dans l'hypothèse d'une absence de glissement entre la pièce et les outils roues ;
- la pénétration des roues dépend dans l'expérience de la pression de consigne des systèmes hydrauliques et de la résistance de la pièce à la pénétration. Dans les simulations nous avons utilisé la pénétration des outils mesurée dans l'expérience comme condition aux limites appliquée à la pièce.

Le maillage de la pièce a fait l'objet d'une modélisation minutieuse, qui a conduit à la proposition d'un maillage comportant environ 320 000 éléments et donnant des temps de calcul de l'ordre de 60-80 heures avec le système informatique dont nous disposons. Ce maillage fournit une bonne progressivité des champs de déformations, qui sont fortement variables à courte distance dans la zone des dents formées par le processus de roulage.

Les comparaisons avec l'expérience portent principalement sur 2 aspects :

Evolution de la force en fonction du temps:

Cette prévision est très sensible à la loi d'enfoncement des outils roues, et au choix effectué en ce qui concerne la loi d'érouissage. Nous avons retenu une loi empirique d'avance ajustée sur les résultats expérimentaux. D'autre part, les simulations montrent une dépendance de la force à la loi d'érouissage qui présente les caractéristiques suivantes :

- sensibilité de la force au niveau de contraintes à petites et moyennes déformations ($\epsilon < 0,7$), ce qui est mis en évidence en utilisant les lois d'érouissage obtenues par essais de torsion et par essais de compression ;

- insensibilité de la force au niveau de contraintes en grandes déformations ($\varepsilon > 1$), ce qui est mis en évidence en utilisant les lois d'écroutissement obtenues par extrapolation des essais de compression à petite et grande vitesse.

L'utilisation des lois d'écroutissement déduites des essais de compression donnent des résultats en bon accord avec l'expérience sur le niveau de la force maximale.

Champs de déformations calculés et champs de micro-dureté mesurés :

Une comparaison a été faite entre les champs de micro-dureté identifiés sur une coupe axiale de la pièce dans la zone des dents (chapitre 3) et les champs de contraintes équivalentes obtenus dans la même zone par simulation numérique. En comparant ces champs, nous trouvons :

- une bonne correspondance entre ces champs, en utilisant la loi de proportionnalité entre micro-dureté et contrainte équivalente avec le facteur de proportionnalité usuellement adopté ;
- un niveau de contraintes équivalentes encore plus élevé avec le profil Tr20 qu'avec le profil M20, ce qui recoupe les mesures de micro-dureté obtenues au chapitre 3, et dont la cause principale est liée à une hauteur de dent plus grande pour le profil Tr20.

CHAPITRE 5

CONCLUSIONS GÉNÉRALES, CONTRIBUTIONS, PERSPECTIVES

Nous avons réalisé des essais de traction, de torsion et de compression sur les différents matériaux utilisés dans cette étude, afin de caractériser leur écrouissage, et d'établir des lois qui seront introduites dans les simulations numériques du procédé de roulage avec des outils-roues. La principale difficulté est d'obtenir les extrapolations fiables du comportement pour les grandes déformations qui sont atteintes dans ce procédé. Nous avons choisi de retenir les résultats obtenus en compression, qui nous ont permis d'atteindre des déformations $\varepsilon=0,9$.

Le choix de la vitesse de déformation conduit à des différences significatives, qui s'expliquent de la façon suivante :

- pour les petites déformations (jusqu'à $\varepsilon=0,2-0,3$), la sensibilité à la vitesse de déformation conduit à un niveau légèrement supérieur des contraintes à la plus grande vitesse de déformation ;
- aux déformations moyennes, les contraintes deviennent plus faibles à la plus grande vitesse de déformation, en raison d'un échauffement plus grand dû à la moins bonne diffusion de la chaleur produite par déformation plastique.

Les extrapolations en très grandes déformations ($\varepsilon>1$) accentuent la tendance observée aux déformations moyennes, en raison de l'échauffement beaucoup plus grand à forte vitesse de déformation. Nous considérerons au chapitre 4 les influences des 2 lois ainsi identifiées pour chaque matériau, sachant que les effets thermomécaniques sont différents en compression et dans le procédé de roulage. En effet, la production de chaleur est quasi uniforme dans l'essai de compression. Par contre, la déformation, et donc la production de chaleur, est principalement limitée à la couche superficielle de la barre en cours de roulage, ce qui permet une conduction de la chaleur vers la zone centrale de la barre pendant le processus.

Un dispositif original monté sur un tour a été conçu et réalisé pour effectuer des opérations de profilage sur des barres cylindriques. Les essais, effectués dans une large gamme de valeurs de vitesse de rotation de la pièce et de pression exercée sur les outils roues ont montré la faisabilité de l'opération de profilage dans les conditions envisagées.

Dans tous les cas, l'étude de la précision géométrique des profils montre que les profils d'outils sont copiés avec une bonne fidélité : il n'a pas été constaté d'écarts sur le pas du profil ni sur l'angle de celui-ci. Par contre, la profondeur de déformation et la hauteur de profils dépendent des conditions technologiques de l'essai.

L'analyse de l'évolution de la force radiale et de la pénétration des outils montre des résultats qui sont la conséquence de l'interaction entre le fonctionnement du système hydraulique et la résistance offerte par la pièce roulée :

- à pression p donnée, l'évolution de la force est peu dépendante de la vitesse de rotation de la pièce, mais la pénétration est plus lente pour les faibles vitesses de rotation;

- pour différentes pressions p , l'évolution de la force radiale est plus rapide lorsque p croît);
- pour de faibles valeurs de la vitesse de rotation et de la pression exercée par le système hydraulique, le profil programmé n'est pas réalisé. Dans ces conditions la pénétration continue à progresser lorsque la commande d'arrêt du processus intervient ;
- à pression donnée, l'évolution de la force est plus rapide pour les matériaux plus résistants.

L'étude de la rugosité des surfaces générées par roulage a conduit aux conclusions suivantes:

- la rugosité est en moyenne plus faible dans la direction circonférentielle que dans la direction radiale ;
- la rugosité est en moyenne plus faible pour les conditions technologiques de forte pression et forte vitesse de rotation que faible pression et faible vitesse de rotation.
- l'intervalle des valeurs mesurées est plus élevé dans les aciers par cémentation (OLC15 et 18MnCr11) par rapport aux aciers améliorés (OLC35 et 40Cr10).

L'étude de la micro-dureté sur des échantillons coupés par un plan diamétral conduit aux conclusions suivantes :

- le niveau de micro-dureté maximal est obtenu dans le creux et au sommet du profil, et il est légèrement plus faible au cœur de la dent ; plus précisément, la zone située immédiatement sous la dent est légèrement moins dure que la zone sous jacente, se présentant sous la forme d'un croissant situé à environ 0,3 mm en dessous de la zone de contact avec l'outil;
- le pourcentage d'augmentation de la micro-dureté dans la zone des dents par rapport à la micro-dureté du matériau de base est nettement différent pour les différents matériaux. La valeur moyenne de l'augmentation de la micro-dureté dans la dent par rapport au matériau de base est, par valeurs croissantes, d'à peu près 15% pour l'acier 40Cr10, à peu près 40% pour les aciers OLC35 et 18MnCr11 et plus de 56% pour l'acier OLC15.

L'examen métallographique met en évidence les élongations subies par le matériau, et montre en particulier l'existence, en dessous de la surface du fond de la dent, d'une zone en forme de croissant, ayant subi une élongation longitudinale et un cisaillement très intenses. Cette observation recoupe les mesures de micro-dureté plus fortes dans cette zone.

Les mesures de micro-dureté et les examens métallographiques montrent qu'un niveau d'écroutissage et de déformation encore plus intense dans la zone de la dent est atteint pour le profil Tr20 comparé au profil M20, sans doute en raison d'une hauteur de dent plus grande pour le profil Tr20.

Les simulations numériques ont été effectuées avec le code de calcul Abaqus/explicit. La modélisation des conditions aux limites a fait l'objet d'un certain nombre d'adaptations par rapport à l'expérience :

- la réalisation expérimentale impose la rotation de la pièce, et la rotation des outils roues résulte du contact avec frottement entre la pièce et les outils. Dans la modélisation numérique nous avons imposé la rotation des outils roues, de façon à retrouver la vitesse de

rotation expérimentale de la pièce dans l'hypothèse d'une absence de glissement entre la pièce et les outils roues ;

- la pénétration des roues dépend dans l'expérience de la pression de consigne des systèmes hydrauliques et de la résistance de la pièce à la pénétration. Dans les simulations nous avons utilisé la pénétration des outils mesurée dans l'expérience comme condition aux limites appliquée à la pièce.

Le maillage de la pièce a fait l'objet d'une modélisation minutieuse, qui a conduit à la proposition d'un maillage comportant environ 320 000 éléments et donnant des temps de calcul de l'ordre de 60-80 heures avec le système informatique dont nous disposons. Ce maillage fournit une bonne progressivité des champs de déformations, qui sont fortement variables à courte distance dans la zone des dents formées par le processus de roulage.

Les comparaisons avec l'expérience portent principalement sur 2 aspects :

Evolution de la force en fonction du temps:

Cette prévision est très sensible à la loi d'enfoncement des outils roues, et au choix effectué en ce qui concerne la loi d'écroutissage. Nous avons retenu une loi empirique d'avance ajustée sur les résultats expérimentaux. D'autre part, les simulations montrent une dépendance de la force à la loi d'écroutissage qui présente les caractéristiques suivantes :

- sensibilité de la force au niveau de contraintes à petites et moyennes déformations ($\varepsilon < 0,7$), ce qui est mis en évidence en utilisant les lois d'écroutissage obtenues par essais de torsion et par essais de compression ;
- insensibilité de la force au niveau de contraintes en grandes déformations ($\varepsilon > 1$), ce qui est mis en évidence en utilisant les lois d'écroutissage obtenues par extrapolation des essais de compression à petite et grande vitesse.

L'utilisation des lois d'écroutissage déduites des essais de compression donnent des résultats en bon accord avec l'expérience sur le niveau de la force maximale.

Champs de déformations calculés et champs de micro-dureté mesurés :

Une comparaison a été faite entre les champs de micro-dureté identifiés sur une coupe axiale de la pièce dans la zone des dents (chapitre 3) et les champs de contraintes équivalentes obtenus dans la même zone par simulation numérique. En comparant ces champs, nous trouvons :

- une bonne correspondance entre ces champs, en utilisant la loi de proportionnalité entre micro-dureté et contrainte équivalente avec le facteur de proportionnalité usuellement adopté ;
- un niveau de contraintes équivalentes encore plus élevé avec le profil Tr20 qu'avec le profil M20, ce qui recoupe les mesures de micro-dureté obtenues au chapitre 3, et dont la cause principale est liée à une hauteur de dent plus grande pour le profil Tr20.

CONTRIBUTIONS

Les contributions originales de cette thèse concernent principalement :

- la détermination des lois de comportement des matériaux en réalisant des essais mécaniques de compression, de torsion et de traction. Ces lois sont utilisées pour

pouvoir définir le matériel dans le cadre des simulations numériques. Suite aux résultats des essais mécaniques, ont été déterminés les coefficients de la loi de Voce pour traction, Ludwig pour torsion et Johnson Cook pour la compression. De cette manière, on a obtenu les dépendances de la tension par rapport à la déformation pour les trois lois. Nous avons utilisé ces lois dans le cadre des simulations numériques et nous avons établi que celle qui donne la meilleure définition pour le matériel est la loi Johnson Cook ;

- La réalisation du stand expérimentale pour faire l'essai regardant le roulage à froid. Celui ci a été monté sur un tour normale, sur lequel le mouvement d'avance est fait par des moteurs hydrauliques. Pendant la mise en forme ont été enregistrées des données regardant la force de roulage, le déplacement des outils et la pression des moteurs hydrauliques. Pour faire les enregistrements nous avons monté sur le stand des traducteurs liées aux pont tensiometrique SPIDER, et l'acquisition des données a été réalisé avec le logiciel Catman ;
- contributions liées à les simulations numériques concernant le roulage à froide des profils métriques et trapézoïdale. Les simulations ont été faites avec l'aide du logiciel ABAQUS. Dans le modèle numérique on été introduites les lois du comportement déterminées par les recherches et la loi de pénétration obtenue demi empirique à partir des données expérimentale ;
- la contribution a consisté à analyser comparativement les résultats obtenus par simulations avec des résultats expérimentaux. Dans ce sens, des expériences ont été réalisées dans les mêmes conditions que celles utilisées pour la simulation. Les résultats obtenus par l'expérience et par la simulation ont été comparés, en particulier:
 - l'évolution de la force en fonction de temps;
 - la distribution de la micro-dureté Vickers dans la section du profil ;
 - l'hauteur du profil.

L'analyse comparative des résultats a montré que les simulations numériques sont capables de fournir des résultats proches de la réalité expérimentale.

PERSPECTIVES

La réalisation des mesures de micro-dureté et de la rugosité sur les pièces obtenues dans différentes conditions technologiques.

Aussi la réalisation des simulations numériques en utilisant des données d'entrée en conformité avec les conditions technologiques dans lesquelles sont effectuées les mesures de micro-duretés mentionnées dans le paragraphe précédent.

La réalisation des autres modèles numériques en utilisant autres logiciels qui ont comme base la méthode de l'élément fini (DEFORM, Ls Dyna).

L'étude des autres procédées utilisées pour obtenir des profils par déformation plastique au froid, comme la mise en forme des profils par roulage avec outils crémaillère ou la mise en forme des profils par chocs.

REFERENCE BIBLIOGRAPHIQUE

- [ADR 83] **Adrian, M., Badea, S.,** *Bazele proceselor de deformare plastică*, Editura Tehnică, București, 1983.
- [ABD 08] **Abdollahi, A. B., Dehghani, K.,** *Irregularity in Friction Hills during the Cold Rolling of Materials*, Springer/ESAFORM, 2008, Pag. 343–346
- [ALE 97] **Alexandru, I.,** *Alegerea si utilizarea materialelor metalice*, Editura Didactica si Pedagogica, Bucuresti, 1997.
- [ALT 84] **Altmann, W., Berthold, R.,** *Profilwalzen – Stand und Entwicklung des Verfahrens in der metallverarbeitenden Industrie*, Fertigungstechnik und Betrieb, v. 84, nr.4, 1984, pag. 206-209
- [AMI 07] **Amir, A., Kamouneh, J. N., Stephenson, D., Vriesen, R., DeGrace, G.,** *Diagnosis of involutometric issues in flat rollig of external helical gears through the use of finite element models*, International Journal Of Machine Tools & Manufacture 2007, Pag. 1257-1262.
- [AMI 07] **Amir, A., Kamouneha, J. N., Stephenson, D., Vriesen, R.,** *Investigation of work hardening of flat-rolled helical-involute gears through grain-flow analysis, FE-modeling, and strain signature*, International Journal of Machine Tools & Manufacture 2007, Pag. 1285–1291.
- [BAN 05] **Banabic, D., Aretz, H., Comsa, D. S., Paraianu, L.,** *An improved analytical decription of orthotropy in metallic sheets*, International Journal of Plasticity, 2005, Pag. 493-512.
- [BEL 08] **Belotserkovets, A., Dubois, A., Dubar, M., Dubar, L., Deltombe, R.,** *2D asperity deformation of stainless steel strip in cold rolling*, Springer, 2008, Pag 351-354.
- [BEN 09] **Benoît, B., László, S. T., Fathallah, Q., Kenneth, W. N.,** *Texture and Mechanical Behavior of Magnesium During Free-End Torsion*, Journal of Engineering Materials and Technology, Vol. 131, 2009, Pag. 1-15.
- [BLU 95] **Blumenfeld, M.,** *Introducere în metoda elementelor finite*. Editura Tehnică București, 1995.
- [BOL 05] **Bologa, O., Turcu, N.,** *Deformare volumica rotativa la rece*, Editura Universitatii Lucian Blaga din Sibiu, 2005.
- [BRO 05] **Brovman, M.,** *On Plastic Deformation during Soft-Reduction Rolling*, Russian Metallurgy (Metally), Vol I, 2006, Pag. 13–19.
- [CAZ 94] **Cazacu, O., Barlat, F.,** *A criterion of description of anisotropy and yield differential effects in pressure-insensitive metals*, International Journal of Plasticity 20, 2004, Pag. 2027-2045.
- [CAZ 81] **Cazimirovici, E.,** *Teoria deformarii plastice*, Editura Didactica si Pedagogica Bucuresti, 1981.
- [CHA 09] **Charpentier, I., Juan Manuel Espíndola Castro, Zenteno, G.,** *Modelaci' on, An' alisis de Sensibilidad y Modelaci' on Inversa: El caso de las columnas plinianas*, 2009.
- [CHE 02] **Chen, Y., Liu, S., Shi, T., Yang, S., Liao, G.,** *Stability analysis of the rolling process and regenerative chatter on 2030 tandem mills*. School of Mechanical Science and Engineering, Huazhong University of Science and Technology, Wuhan, Republic of China, 2002.
- [CON 89] **Constantinescu, I., Dăneț, G.,** *Metode noi pentru calcule de rezistență*, Editura Tehnică, București, 1989.
- [DAV 02] **Davey, K., Ward, M. J.,** *A practical method for finite element ring rolling simulation using the ALE low formulation*, International Journal of Mechanical Sciences, Vol. 44, 2002, Pag. 165–190.
- [DAV 07] **David, A. J.,** *New Methods for Severe Plastic Deformation Processing*, Journal of

Materials Engineering and Performance, 2007, Pag. 360-374.

- [DOM 97] **Domanti, S. A., McElwain, D. L. S.,** *Cold rolling of lat metal products: contribution of mathematical modelling*, Journal of Mechanics Sciences, Vol. 212, Part B, 1997, Pag. 73-86.
- [DOM 02] **Domblesky, J. P., Feng, F.,** *Two-dimensional and three-dimensional finite element models of external thread rolling*. Department of Mechanical and Industrial Engineering, Journal Engineering Manufacture, 2002, Pag. 507-517.
- [DOM 02] **Domblesky, J. P., Feng, F.,** *A parametric study of process parameters in external thread rolling*, Journal of Materials Processing Technology, 2002, Pag. 341-349.
- [DON 08] **Dong, J. L., Lee, S. W., Lee, S. J.,** *Dynamic analysis of a linear motion guide having rolling elements for precision positioning devices*, Journal of Mechanical Science and Technology, 2008.
- [DRĂ 02] **Drăghici, G.,** *Tehnologia tip a pieselor plane, cu axe încrucișate, cu profil complex și elicoidale*, Editura Tehnică, București, 1977.
- [DRE 02] **Drean, M., Habraken, A. M., Bouchair, A., Muzeau, J.P.,** *Swaged bolts: modelling of the installation process and numerical analysis of the mechanical behaviour*, Computers and Structures, 2002, Pag. 2361-2373.
- [DYJ 04] **Dyja, H., Szota, P., Mroz, S.,** *3D FEM modelling and its experimental verification of the rolling of reinforcement rod*. Journal of Materials Processing Technology, 2004, Pag. 115-121.
- [ELL 02] **Elliott, K. S., Peaston, C. H., Paine, K. A.,** *Experimental and theoretical investigation of the shear resistance of steel fibre reinforced prestressed concrete.- Part II: Theoretical analysis and comparison with experiments*, Materials and Structures Materiaux et Constructions, Vol. 35, 2002, Pag. 528-535.
- [FAR 06] **Fares, Y.,** *Dimensionnement en fatigue des assemblages boulonnés à l'aide de critères de fatigue multiaxiale*, Thèse, INSA Toulouse, 2006.
- [FEL 06] **Felder, E.,** *Lubrification en mise en forme. Principes généraux et choix*, Techniques de l'Ingénieur, 2006.
- [FEL 06] **Felder, E.,** *Plasticité en mise e forme. Rappels de base, faits expérimentaux*, Techniques de l'Ingénieur, 2006.
- [FRA 95] **François, D., Pineau, A., Zaoui, A.,** *Comportement mécanique des matériaux. Elasticité et Plasticité*, Ed. Hermès, Paris, 1995.
- [GAF 87] **Gafițanu, M., Poterașu, V. F., Mihalache, N.,** *Elemente finite și de frontieră cu aplicații la calculul organelor de mașini*, Editura Tehnică București, 1987.
- [GAG 01] **Gagg, C. R.,** *Premature failure of thread rolling dies: material selection, hardness criteria and case studies*, Engineering Failure Analysis 8, 2001, Pag. 87-105
- [GÂR 90] **Gârbea, D.,** *Analiză cu elemente finite*, Editura Tehnică, București, 1990.
- [GER 85] **Geru, N., ș.a.,** *Materiale metalice. Structură, proprietăți, utilizări*. Ed. Tehnică, București, 1985.
- [GON 04] **Gontarz, A., Pater, Z., Weronki, W.,** *Head forging aspects of new forming process of screw spike*, Journal of materials processing technology, 2004, Pag. 736-740.
- [GRO 00] **Gronostajski, Z.,** *The constitutive equations for FEM analysis*, Journal of Mechanical Processing and Technology, 2000, Pag. 40 – 44.
- [GRO 77] **Groza, I., Pridvornic, M.,** *Deformarea plastic a metalelor si aliajelor neferoase*, Editura Tehnica Bucuresti, 1977.
- [GUS 89] **Guseinov, A. M.,** *Calculation and Design of Thread-Rolling Roller for Conical Threads*, 1989.
- [HAM 09] **Hambleton, J. P., Drescher, A.,** *On modeling a rolling wheel in the presence of plastic deformation as a three- or two-dimensional process*, International Journal of Mechanical

Sciences 51, 2009, Pag. 846–855.

- [HAU 76] **Hauk, V., Sessmann, H.,** Metallkunde, nr.67, 1976, pag. 646.
- [HER 83] **Herold, K.,** *Berechnung des Umformgrades beim Kaltwalzen von Verzahnungen*, Umformtechnik, vol. 17, nr.8, 1983, pag. 302-307.
- [HER 83] **Herold, K.,** *Berechnung des Umformgrades beim Gewindewalzen*, Umformtechnik, vol.17, nr.6, 1983, pag.237-243.
- [Hill 90] **Hill, R.,** *Constitutive modeling of orthotropic plasticity in sheets metals*, Journal of the Mechanics and Physics of Solids, Vol. 38, Nr. 3, 1990, Pag. 405-417.
- [HOR 01] **Hortig, D., Schmoekkel, D.,** *Analysis of local loads on the draw die profile with regard to wear using the FEM and experimental investigations*, Journal of Materials Processing Technology, Vol. 115, 2001, Pag. 153-158.
- [HU 98] **Hu, J. G., Jonas, J. J., Ishikawa, T.,** *FEM simulation of the forming of textured aluminum sheets*. Materials Science and Engineering, Vol. 256, 1998, Pag. 51-59.
- [ILI 84] **Iliescu C.,** *Tehnologia presării la rece*, E. D. P. București, 1984.
- [JIN 99] **Jien, J. C., Shih, Y. S.,** *A study of the helical effect on the thread connection by three dimensional finite element analysis*. Nuclear engineering and design, 1999.
- [JOS 02] **Joseph, P., Domblesky, F.,** *A parametric study of process parameters in external thread rolling*, Journal of Materials Processing Technology, 2002, Pag. 341-349.
- [KAL 08] **Kal'menev, A. A., Lukashkin, N. D., Khlamkova, S. S.,** *Energy Consumption during In-Plane Rolling*, ISSN 0036-0295, Russian Metallurgy (Metally), No. 4, 2008, Pag. 326–328.
- [KAO 06] **Kaoa, Y.C., Chengb, H.Y., She, C.H.,** *Development of an integrated CAD/CAE/CAM system on taper-tipped thread-rolling die-plates*, Journal of Materials Processing Technology, 2006, Pag 98-103.
- [KIM 05] **Kim, S. Y., Lee, H. W., Min, J. H., Steady, Y. T.,** *Steady state finite element simulation of bar rolling processes based on rigid-viscoplastic approach*, International Journal For Numerical Methods In Engineering, *Int. J. Numer. Meth. Engng*, 2005, Pag. 1583–1603.
- [KIM 07] **Kim, W., Kawai, K., Koyama, H., Miyazaki, D.,** *Fatigue strength and residual stress of groove-rolled products*. Journal of Materials Processing Technology, 2007, Pag. 46-51.
- [KIM 07] **Kim, W., Kawai, K., Koyama, H.,** *Metal flow in wedge indentation of V-and W-shaped tools*, Journal of Materials Processing Technology 189, 2007, Pag. 393-400.
- [KUK 06] **Kukielka, K., Kukielka, L.,** *Modeling and numerical analysis of the thread rolling process*, PAMM · Proc. Appl. Math. Mech., 2006, Pag. 745–746.
- [KUK 07] **Kukielka, K., Kukielka, L.,** *The numerical analysis of the trapezoidal thread rolling process*, PAMM · Proc. Appl. Math. Mech., 2007, Pag. 4010027–4010028.
- [KUK 08] **Kukielka, K., Kukielka, L.,** *The Numerical Analysis of the External Round Thread Rolling*, PAMM · Proc. Appl. Math. Mech, 2008, Pag. 10731 – 10732.
- [KRZ 05] **Krzysztof, K., Leon, K.,** *The numerical analysis of the external round thread rolling*., Journal of Materials Processing Technology, 2005.
- [LEE 08] **Lee, S. J., Lee Y. K.,** *Finite element simulation of quench distortion in a low-alloy steel incorporating transformation kinetics*, Science Direct, *Ata Materialia* 56, 2008, Pag. 1482-1490.
- [LEI 80] **Leissing, D.,** *Le roulage de filets se substitue au filetage*, Machine Moderne, nr.846, 1980, pag.91-94.
- [LEO 03] **Leon, K.,** *Nonlinear modeling for elasto/visco-plastic contact problem in technological processes*, The Technical University of Koszalinul. Raclawicka , Poland, 2003.

- [LIN 09] **Lin, H., Qian, D. S., Pan, L. B.,** *Deformation behaviors and conditions in L-section profile cold ring rolling*, Journal of Materials Processing Technology, Vol. 209, 2009, Pag. 5087–5096.
- [LIN 02] **Lin, J. C.,** *Prediction of rolling force and deformation in three-dimensional cold rolling by using the finite element method and a neural network*. Advanced manufacturing technology, 2002.
- [LIN 97] **Lin, Z. C., Lee, S. Y.,** *An investigation of contact problem between strip and work roll with a smooth straight surface during cold rolling*, Journal of Mechanics Sciences, Vol. 39, 1997.
- [MAK 02] **Makoto, O., Liou, N. S., Prakash, V.,** *Dynamic Shearing Resistance of Molten Metal Films Under High Pressures and Extremely High Shearing Rates*, Experimental Mechanics, 2002, Pag. 161-172.
- [MAN 05] **Mantel, M., Vachey, C.,** *Formage à grande vitesse. Détermination d'une loi de comportement*, Techniques de l'Ingénieur, 2005.
- [MAR 10] **Marincei (Floca), L., Iordache, M., Nițu, E., Ungureanu, I., Boicea, G.,** *Theoretical and experimental studies for the behavior determination of some steels at the cold plastic deformation*, ModTech International Conference, Slănic Moldova, 20-22th May 2010, p. 367-370.
- [MAR 10] **Marincei (Floca), L., Ferron, G., Ungureanu, I., Iordache, M., Nițu, E.,** *Study concerning determination of the laws of behavior of materials used for the radial cold rolling*, University of Pitesti, SCIENTIFIC BULLETIN, AUTOMOTIVE Series, year XV, no.20, vol. A, 2010, p. 10-16.
- [MAR 99] **Martin, J. A.,** *A finite element evaluation of residual stress in a thread form generated by a cold rolling process*, Journal of Materials Processing Technology, 1999.
- [McB 95] **Mc Bride, A.,** *Threads rolling on CNC ?*, Cutting Tool Engineering, nr.5, 1995, pag.64-70.
- [MOO 08] **Moona, H. K., Leeb, M. C., Jounck, M. S.,** *Predicting polygonal-shaped defects during hot ring rolling using a rigid-viscoplastic finite element method*, International Journal of Mechanical Sciences, Vol. 50, 2008, Pag. 306–314.
- [MON 07] **Molotilov, B. V.,** *Extreme condition of rolling friction*, Stal, No. 4, 2007, Pag. 398- 404.
- [MON 05] **Montmitonnet, P., Aubin, J. L.,** *Formage des tubes métalliques, Procédés – Analyse détaillée du laminage à pas de pèlerin*, Techniques de l'Ingénieur, 2005.
- [MOR 00] **Moreira, L. P., Ferron, G., Ferran, G.** *Experimental and numerical analysis of the cup drawing test for orthotropic metal sheets*. Journal of Materials Processing Technology, Vol. 108, 2000, Pag. 78-86
- [NAS 77] **Nastasyuk, I. G., Glazov, Yu. G.,** *Rolling of inside threads in plastic materials*, Journal of Materials Processing Technology, 1977, Pag. 632-634
- [NEA 94] **Neagu, C., Vlase, A., Marinescu, N. I.,** *Presarea volumică la rece a pieselor cu filet și dantură*, Ed. Tehnică, București, 1994.
- [NIT 97] **Nițu, E., L.,** *Stadiul actual al cercetărilor privind prelucrarea prin rulare la rece*, Referatul nr.1, Universitatea Politehnica București, februarie, 1997.
- [NIT 00] **Nițu, E. L.,** *Cotributii la studiul la studiul calitatii stratului superficial obtinut prin rulare la rece*, Teza de doctorat, Institutul National Politehnic Toulouse, Universitatea Politehnica Bucuresti, 2000.
- [NIT 09] **Nițu, E., Iordache, M., Martiny, M., Ferron, G.,** *Evaluation of microhardness, effective stress and residual stress in cold rolling of complex profiles – comparison between experiments and calculations*, The Annals of “Dunarea de Jos” Fascicle V, Technologies In Machine Building, ISSN 1221- 4566, 2009.
- [NIT 11] **Nițu, E., Ungureanu, I., Marincei (Floca), L., Iordache, M., Iacomì, D.,** *Analytical*

modeling of the process of cold rolling by in-feed method – part II, International Conference on Manufacturing Science and Education – MSE 2011, Sibiu, 4-6th May 2011, p.

- [NIT 11] **Nițu, E., Iordache, M., Ferron, G., Ungureanu, I., Marinței, L.**, *A study on the type of mesh of the workpiece used for numerical modeling of the thread rolling process*, University of Pitesti, SCIENTIFIC BULLETIN, AUTOMOTIVE Series, year XV, no.20, vol. A, 2010, p. 17-24.
- [NIT 11] **Nițu, E., Iordache, M., Marinței (Floca), L., I. Charpentier, Le Coz, G., Ferron, G., Ungureanu, I.**, *FE-modeling of cold rolling by in-feed method of circular grooves*, revista Strojniški vestnik - Journal of Mechanical Engineering (trimis pe 24.11.2010 acceptat spre publicare pe 27.07.2011), 2011.
- [PAR 06] **Paromov, V. V.**, *Solution to the Problem of Longitudinal-Force Equilibrium in the Deformation Zone during Flat Rolling*, ISSN 0036-0295, Russian Metallurgy (Metally), No. 3, 2006, Pag. 221–227.
- [PAT 04] **Pater, Z., Gontarz, A., Weroński, W.**, *New method of thread rolling*, Journal of Materials Processing Technology, 2004, Pag. 722-728.
- [PAT 06] **Pater, Z.**, *Finite element analysis of cross wedge rolling*, Journal of Materials Processing Technology, 2006, Pag. 201–208.
- [PIO 06] **Piotr, S., Dyja, H.**, *Numerical modelling of the metal flow during the rolling process of the round screw-ribbed bar in the finishing pass*, Journal of Materials Processing Technology, 2006, Pag. 566-569.
- [PRA 09] **Pradeep, L. M., Satish, V. K.**, *Role of surface texture of harder surface on subsurface deformation*, Wear, 2009, Pag. 103-109.
- [PRU 84] **Pruteanu, O., Epureanu, Al., Gavrițaș, I.**, *Tehnologia construcției de mașini*, E. D. P. București, 1984.
- [RIC 04] **Richelsen, A. B., Tvergaard, V.**, *3D Analysis of coldrolling using a constitutive model for interface friction*, International Journal of Mechanical Sciences, Vol. 46, 2004, Pag. 653–671.
- [ROS 82] **Rosinger, P., Popa, S.**, *Realizarea melcilor de la contoarele electrice prin deformare plastică la rece*, Construcția de mașini, nr.5, 1982, pag.23-28.
- [ROS 07] **Roqochowski, A., Olejnik, L.**, *Finit element simulation of sever plastic deformation processes*, Journal of Materials Processing Technology, 2007, Pag. 187-197.
- [RUS 09] **Rusinko, A., Rusinko, K.**, *Synthetic theory of irreversible deformation in the context of fundamental bases of plasticity*, Mechanics of Materials, 2009, Pag. 106-120.
- [SCH 82] **Schmoeckel, D., Eichner, K.W., Hammerschmidt, E.L.**, *Walzen gewindeförmiger Profile*, Werkstatt und Betrieb, v.115, nr.10, 1982, pag.675-679.
- [SUN 00] **Sun, J. S., Lee, K. H., Lee, H. P.**, *Comparison of implicit and explicit finite element methods for dynamic problems*, Journal of Materials Processing Technology 105, 2000, Pag. 110-118
- [SHA 07] **Shatalov, R. L., Aldunin, A. V., Karpov, S. A., Shimanaev, A. E.**, *Study of the longitudinal stability of strip made of copper alloys during rolling in the vertical rolls of a strip mill*, Metallurgist, Vol. 51, 2007.
- [SZO 06] **Szota, P., Dyja, H.**, *Numerical modelling of the metal flow during the rolling process of the round screw-ribbed bar in the finishing pass*, Journal of Materials Processing Technology 177, 2006, Pag. 566–569
- [TEO 89] **Teodorescu, M.**, *Prelucrari prin deformare plastica la rece*, Vol I si Vol II, Ed. Tehnica, Bucuresti, 1988, 1989.
- [UNG 04] **Ungureanu, I., Iacomî, D., Nitu, E. L.**, *Tehnologi de prelucrare a profilelor prin deformare plastica la rece*, Ghid de proiectare, Universitatea din Pitesti, Catedra de

- Tehnologie si Management, Pitesti, 2004.
- [VAL 01] **Valiev, R. Z., Aleksandrov, I. V.,** *A paradox of severe plastic deformaion in metals,* Doklady Physics, Vol. 46, 2001, Pag. 633–635.
- [WAN 07] **Wang, J., Chen, C.,** *On the optimization of a rolling-force model for a hot strip finishing line,* ISA Transactions 46, 2007, Pag. 527–531.
- [War06] **Warrington C., Kapoor S., DeVor R.,** *Finite element modeling for tap design improvement in form tapping,* in Journal of Manufacturing Science and Engineering, vol 128, 2006, Pag. 65-73.
- [WEN 97] **Wen, S. W., Hartley, P., Pillinger, I., Sturgess, C. E. N.,** *Roll pass evaluation for three-dimensional section rolling using a simplified finite element method,* School of Manufacturing and Mechanical Engineering, The University of Birmingham, Edgbaston, Birmingham, 1997.
- [ZGU 77] **Zgură, G., Ciocârdia, C., Bude, G.** *Prelucrarea metalelor prin deformare la rece.* Editura Tehnică, București, 1977.

ANNEXE 2.1 Les données obtenues aux essais mécaniques

TRACTION

Les données expérimentales obtenues en faisant l'essai de traction sont présentées dans la figure numéro 1.

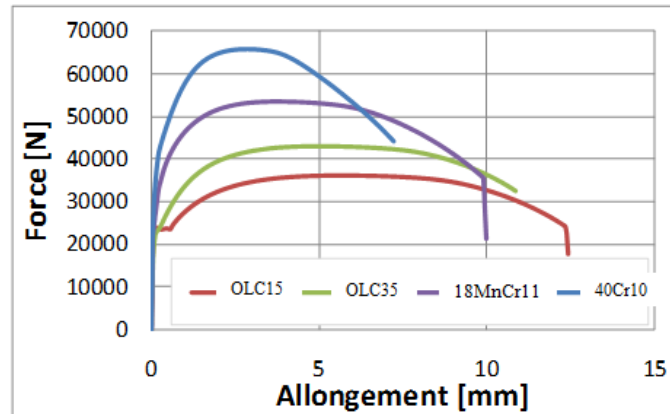


Fig. 1 Les courbes force- Allongement obtenues en faisant l'essai de traction

TORSION

Dans la figure 2 est présentée une partie du fichier avec les données brutes, obtenues à l'essai de torsion

	A	B	C	D	E	F	G
1	Torsion	measuremei	with	RTL			
2	Filename						
3	422XC15_gv.dat						
4	Identifiant						
5	ZB	sample	21,	0,003	and	0,01	rad/s
6	Temperature						
7		2,50E+01	C				
8	Date	2009:06:09					
9	Time	12:03					
10	Length	of	the	sample	[mm]		
11	3,80E+01						
12	Cross	section	of	the	sample	[mm ²]	
13	2,82E+01						
14	Velocity						
15	1,00E+00						
16	Time	Torque	Angle	Elong.	Load	T	
17	[s]	[Nm]	[rad]	[mm]	[N]	Nmm
18							
19		0	0,004396	0	-0,000262	0	4,396
20		0	0,00431	0	-0,000258	0	4,31
21		0	0,004239	0	-0,000252	0	4,239
22		0	0,004192	0	-0,000246	0	4,192
23		0	0,004084	0	-0,000244	0	4,084
24		0	0,004012	0	-0,000242	0	4,012
25		0,0012	0,003955	0,0011	-0,000237	0	3,955
26		0,006199	0,004025	0,006099	-0,000234	0	4,025
27		0,0112	0,005995	0,0111	-0,000228	0	5,995
28		0,0162	0,010149	0,0161	-0,000222	0	10,149
29		0,021199	0,016738	0,021099	-0,000201	0	16,738
30		0,026199	0,028997	0,026099	-0,000161	0	28,997
31		0,031199	0,046641	0,0311	-0,000099	0	46,641
32		0,036199	0,071136	0,0361	-0,000012	0	71,136

Fig.2 Données brutes obtenues à l'essai de torsion

Dans la figure numéro 3 on peut observer la dépendance du moment de torsion M_t par rapport à l'angle θ , obtenue à l'essai de torsion. Ces courbes sont tracées grâce aux données brutes qui sont

enregistrées à ce type d'essai.

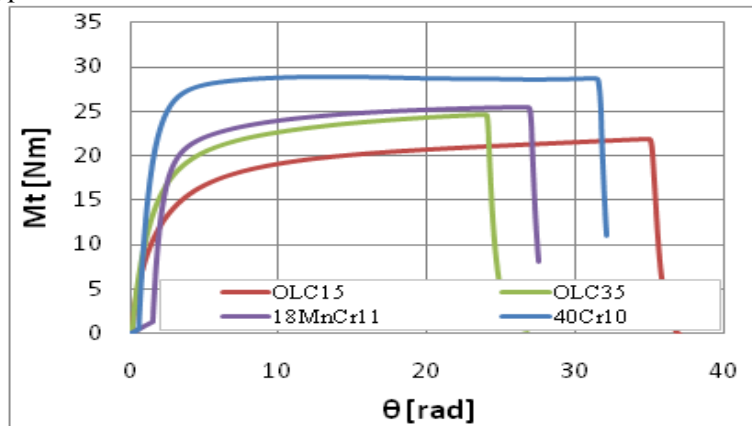


Fig.3 La dépendance du moment de torsion M_t en fonction d'angle θ obtenue à l'essai de torsion

Compression

La figure représente une partie des données obtenues grâce à l'essai de compression. Nous pouvons suivre les données d'entrée et aussi les données de sortie enregistrées.

	A	B	C	D	E	F
1	Numéro	d'éprouvette	6			
2	Réf.	éprouvette	XC15 ep02			
3	Note	XC15 ep02				
4						
5	Section	315,102	mm ²			
6	Longueur	calibrée	d'éprouvette	29,37	mm	
7	Diamètre	externe	20	mm		
8	Diamètre	interne				
9	Cible_1	18	mm			
10	Vitesse	Cible_1	1,8	mm/min		
11	Cible_2	100	N			
12	Vitesse	Cible_2	20	mm/min		
13	TRS	-	intervalle	course	0,1	mm
14	Intervalle	TRS	en	force	10	N
15	TRS	-	intervalle	temps	0,5	s
16	Allongement	Force standard	Temps			
17	mm	N	s			
18	-9,99E-05	49,7614	2536,72			
19	-0,000156914	50,991	2536,75			
20	-0,000173198	51,7477	2536,78			
21	0,00119865	82,3932	2537,24			
22	0,0165333	265,131	2537,75			
23	0,0315504	390,74	2538,25			
24	0,0468524	585,68	2538,76			
25	0,0618084	878,514	2539,26			
26	0,0771186	1294,78	2539,77			
27	0,0921398	2000,48	2540,27			

Fig.4 Données brutes enregistrées après l'essai de compression

Dans le graphique suivant (figure 5) sont présentées les courbes force par rapport au déplacement du poinçon (la réduction d'éprouvette) réalisées grâce à l'aide du données obtenues expérimentale.

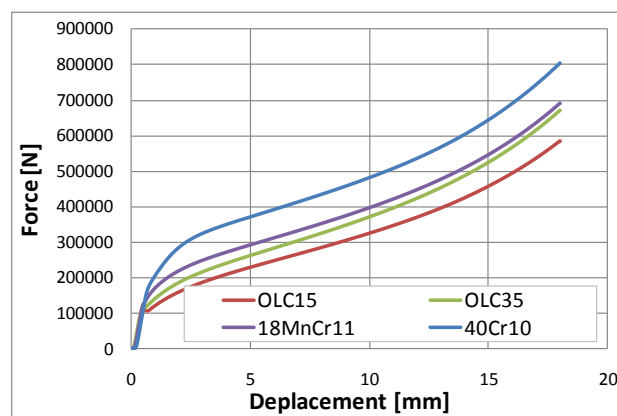


Fig. 5 La dépendance force-déplacement enregistré après l'essai de compression

ANNEXE 3.1 Les plans d'expériences

Plan des expériences élargie pour la recherche du processus de profil roulage de profil métriques

N° exp.	Parametres de regime de travail			Type de profil
	F [kN] / p [bar]	v [m/min] / n [rot/min]	t _c [s]	M20
1	12.57 / 16	11.81 / 200	0,6	X
2	12.57 / 16	23.62 / 400	0,3	X
3	12.57 / 16	47.25 / 800	0,15	X
4	12.57 / 16	94.50 / 1600	0,07	X
5	18.85 / 24	11.81 / 200	0,6	X
6	18.85 / 24	23.62 / 400	0,3	X
7	18.85 / 24	47.25 / 800	0,15	X
8	18.85 / 24	94.50 / 1600	0,07	X
9	28.27 / 36	11.81 / 200	0,6	X
10	28.27 / 36	23.62 / 400	0,3	X
11	28.27 / 36	47.25 / 800	0,15	X
12	28.27 / 36	94.50 / 1600	0,07	X
13*	42.41 / 54	11.81 / 200	0,6	X
14*	42.41 / 54	23.62 / 400	0,3	X
15*	42.41 / 54	47.25 / 800	0,15	X
16*	42.41 / 54	94.50 / 1600	0,07	X

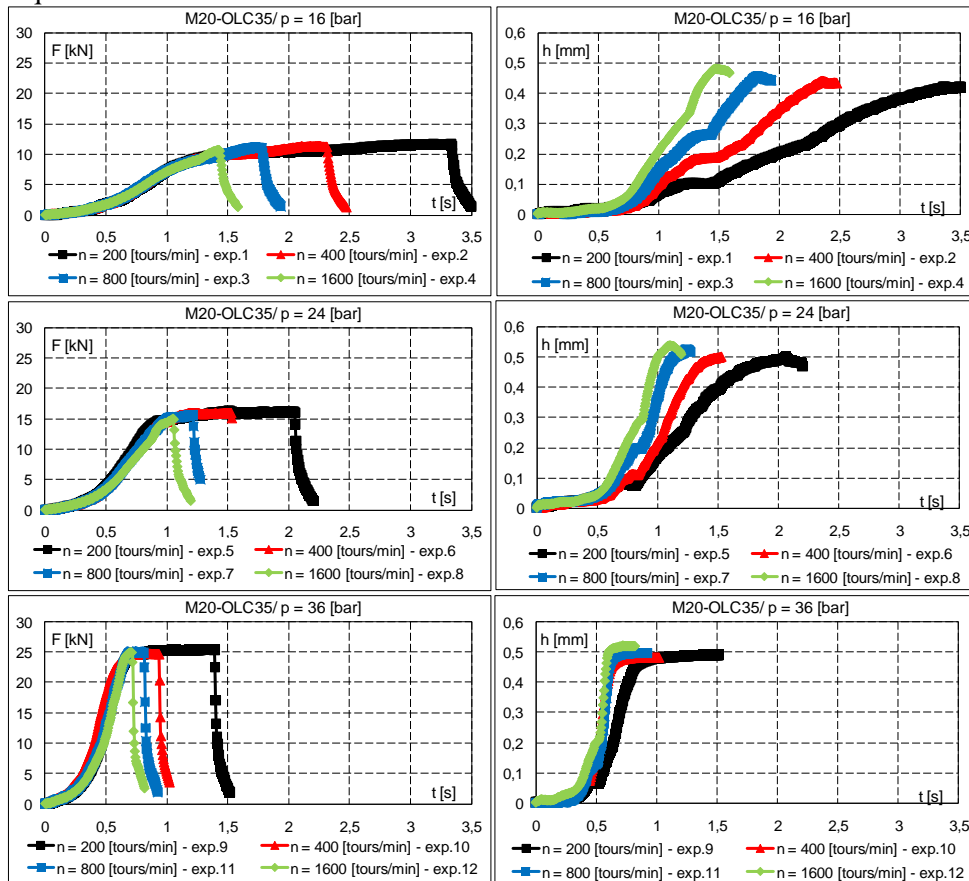
* Doar pentru materialul 40Cr10

Plan des expériences élargie pour la recherche du processus de roulage radiale du profil trapézoïdal - Tr20

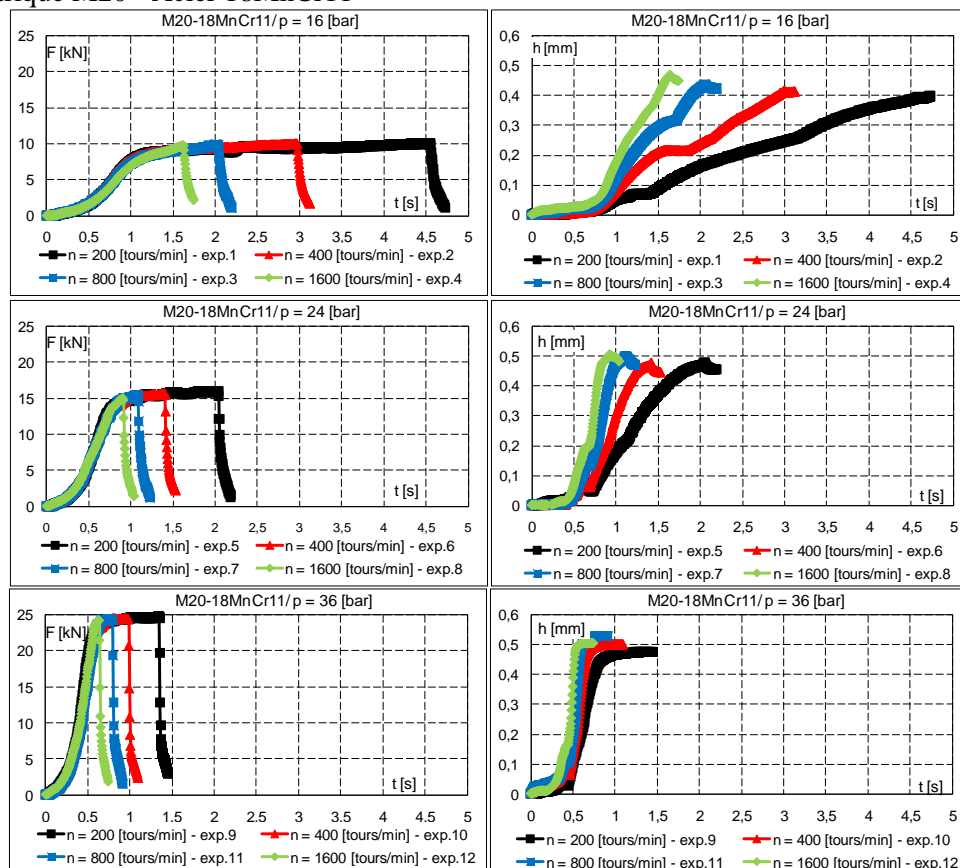
N° exp.	Parameters du régime		
	F [kN] / p [bar]	v [m/min] / n [rot/min]	t _c [s]
1	18.85 / 24	11.85 / 200	0,6
2	18.85 / 24	23.70 / 400	0,3
3	18.85 / 24	47.40 / 800	0,15
4	18.85 / 24	94.80 / 1600	0,07
5	28.27 / 36	11.85 / 200	0,6
6	28.27 / 36	23.70 / 400	0,3
6 bis			
7	28.27 / 36	47.40 / 800	0,15
7 bis			
8	28.27 / 36	94.80 / 1600	0,07
9	42.41 / 54	11.85 / 200	0,6
10	42.41 / 54	23.70 / 400	0,3
11	42.41 / 54	47.40 / 800	0,15
12	42.41 / 54	94.80 / 1600	0,07

ANNEXE 3.2. Le bilan des résultats obtenus pour les différents matériaux et les deux profils

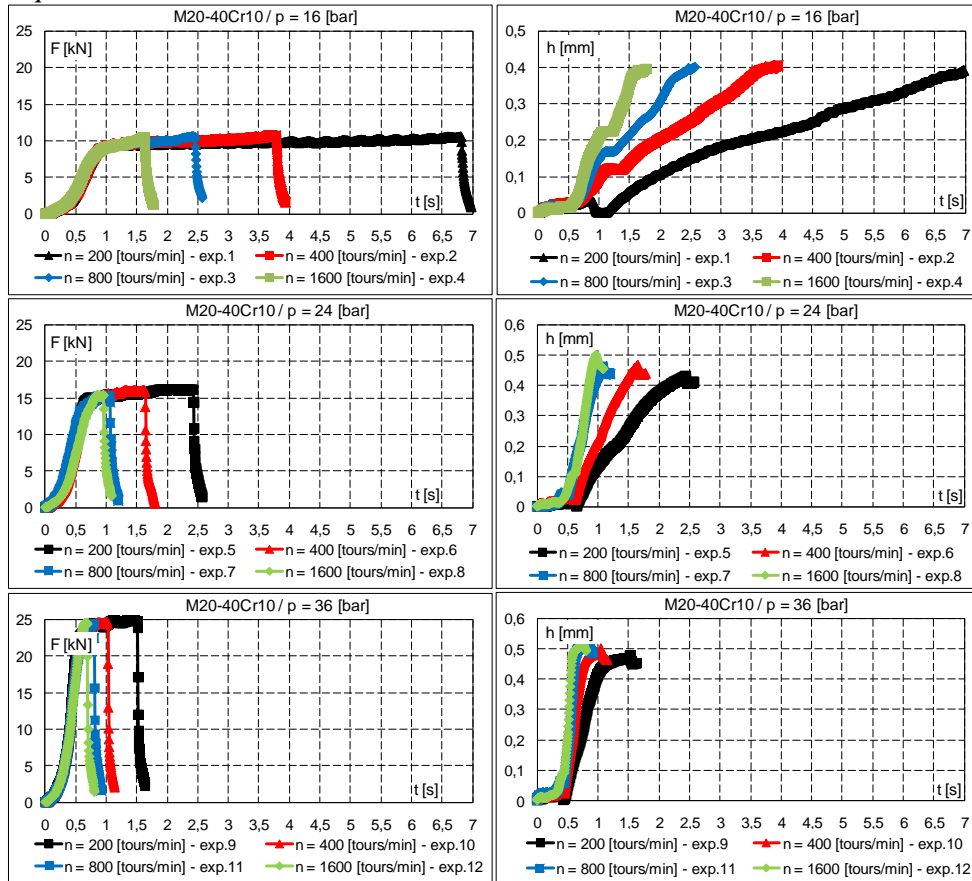
Profil métrique M20 - Acier OLC35



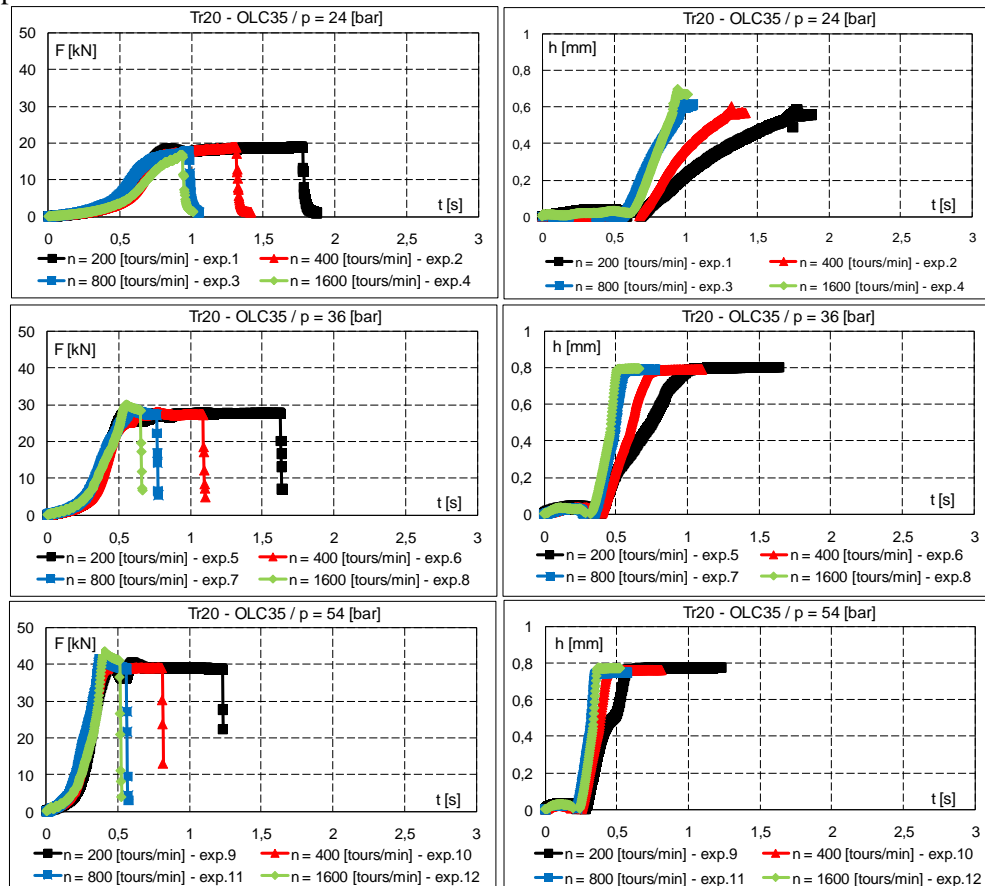
Profil métrique M20 - Acier 18MnCr11



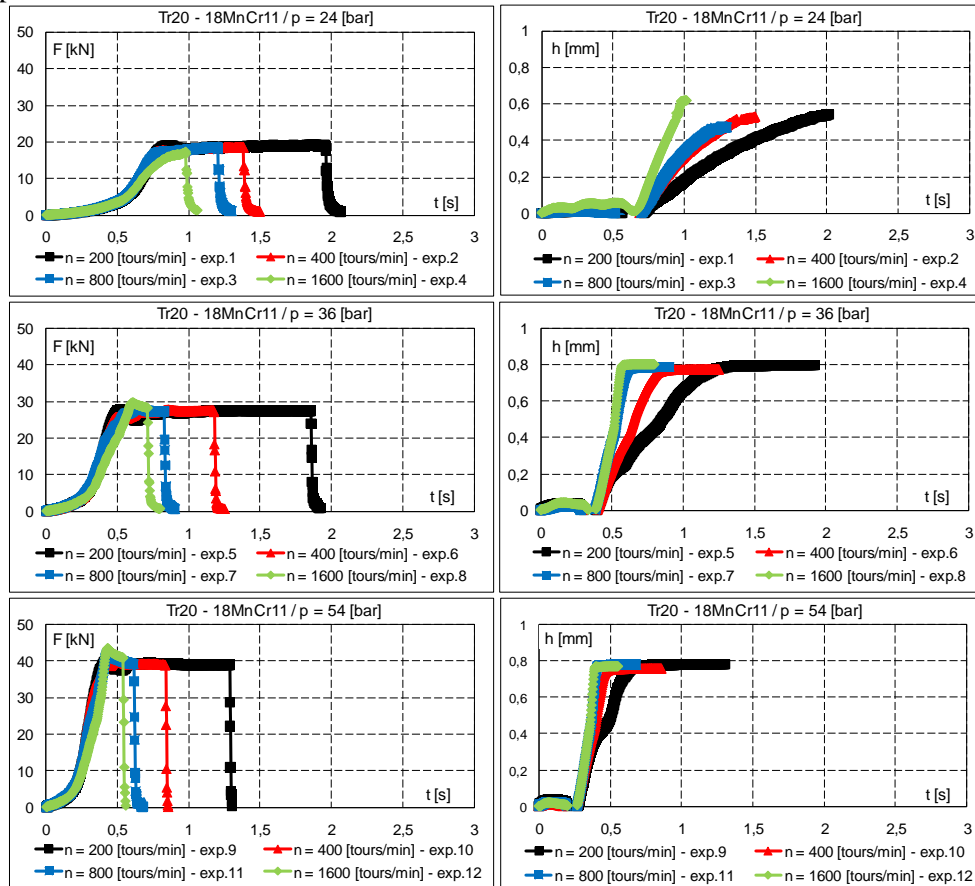
Profil métrique M20 - Acier 40Cr10



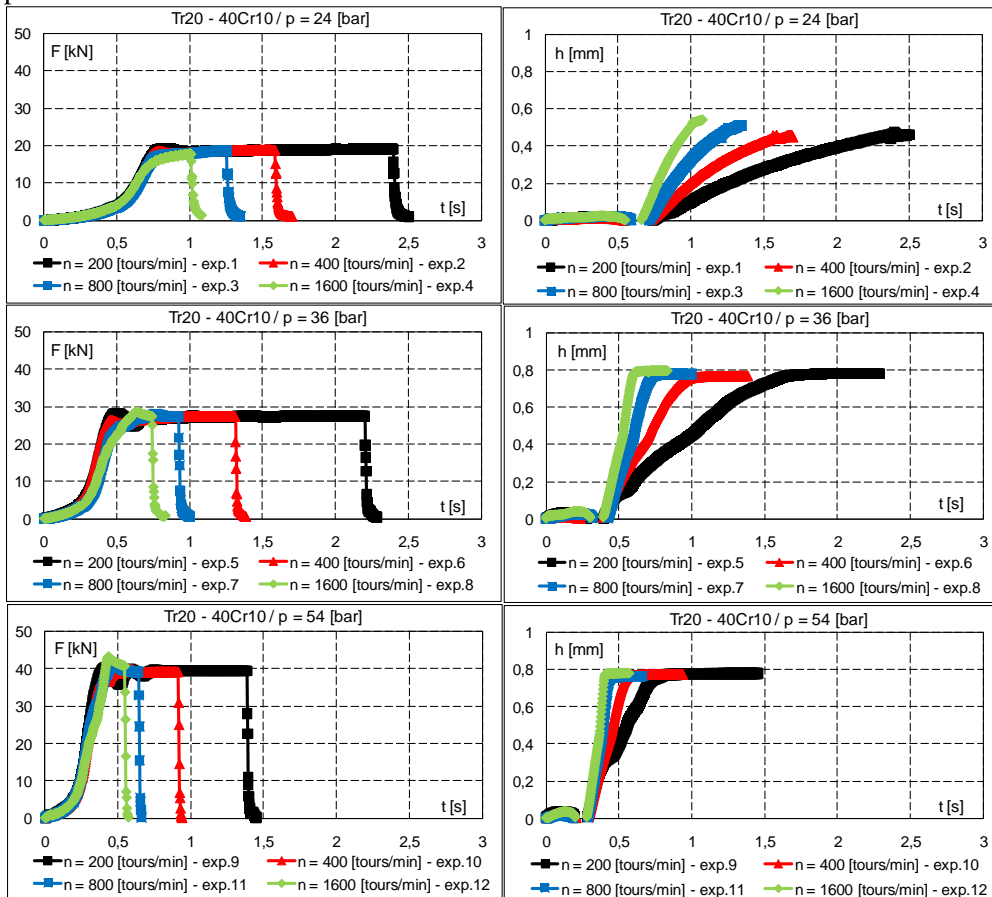
Profil trapézoïdal Tr20 – Acier OLC35



Profil trapézoidal Tr20 – acier 18MnCr11



Profil trapézoidal Tr20 – Acier 40Cr10



ANNEXE 3.3 Les paramètres concernant la précision géométrique des profils

Les données expérimentales obtenues pour mesurer les paramètres géométriques sur profils métrique M20 – OLC15

Nr. exp. / Cod profil	p [bar]	n _p [rot/min]	t _c [s]	d _o [mm]			d _{o med} [mm]	d _{ext} [mm]			d _{ext med} [mm]	d _{int} [mm]			d _{int med} [mm]	H [mm]	h _p [mm]
1 - P9	16	200	0.6	18.781	18.784	18.779	18.781	19.574	19.58	19.572	19.575	17.904	17.916	17.923	17.914	0.83	0.433
2- P10		400	0.3	18.781	18.784	18.779	18.781	19.615	19.624	19.618	19.619	17.91	17.913	17.911	17.911	0.854	0.435
3 -P11		800	0.15	18.774	18.778	18.779	18.777	19.59	19.591	19.595	19.592	17.898	17.901	17.9	17.9	0.846	0.439
4 - P12		1600	0.07	18.774	18.778	18.779	18.777	19.63	19.627	19.612	19.623	17.873	17.874	17.873	17.873	0.875	0.452
5 - P8	24	200	0.6	18.792	18.795	18.797	18.795	19.708	19.693	19.721	19.707	17.862	17.864	17.865	17.864	0.922	0.466
6 - P7		400	0.3	18.792	18.795	18.797	18.795	19.693	19.7	19.697	19.697	17.857	17.86	17.859	17.859	0.919	0.468
7 - P6		800	0.15	18.765	18.762	18.761	18.763	19.639	19.64	19.653	19.644	17.835	17.837	17.836	17.836	0.904	0.464
8 - P5		1600	0.07	18.765	18.762	18.761	18.763	19.718	19.716	19.72	19.718	17.838	17.836	17.84	17.838	0.94	0.463
9 - P1	36	200	0.6	18.766	18.768	18.767	18.767	19.639	19.64	19.64	19.64	17.843	17.837	17.84	17.84	0.9	0.464
10 - P2		400	0.3	18.766	18.768	18.767	18.767	19.652	19.678	19.661	19.664	17.834	17.834	17.836	17.835	0.915	0.466
11 - P3		800	0.15	18.78	18.782	18.778	18.78	19.798	19.796	19.795	19.796	17.83	17.832	17.829	17.83	0.983	0.475
12 - P4		1600	0.07	18.798	18.775	18.77	18.781	19.859	19.85	19.861	19.857	17.816	17.82	17.819	17.818	1.02	0.481
7" - 1-1	24	800	0.15	18.793	18.785	18.796	18.791	19.822	19.811	19.815	19.816	17.839	17.851	17.862	17.851	0.983	0.47
7" - 8-*				18.793	18.785	18.796	18.791	19.79	19.799	19.792	19.794	17.857	17.838	17.843	17.846	0.974	0.473
7" - 8-8				18.793	18.785	18.796	18.791	19.813	19.811	19.793	19.806	17.856	17.855	17.851	17.854	0.976	0.469

Les données expérimentales obtenus pour mesurer les paramètres géométriques sur profils métrique M20 – OLC35

Nr. exp. / Cod profil	p [bar]	n _p [rot/min]	t _c [s]	d _o [mm]			d _{o med} [mm]	d _{ext} [mm]			d _{ext med} [mm]	d _{int} [mm]			d _{int med} [mm]	H [mm]	h _p [mm]
1 - P1	16	200	0.6	18.793	18.783	18.79	18.789	19.519	19.502	19.507	19.509	17.95	17.947	17.948	17.948	0.781	0.421
2 - P2		400	0.3	18.793	18.783	18.79	18.789	19.52	19.524	19.52	19.521	17.939	17.941	17.944	17.941	0.79	0.424
3 - P3		800	0.15	18.795	18.788	18.788	18.79	19.569	19.556	19.569	19.565	17.919	17.916	17.921	17.919	0.823	0.435
4 - P4		1600	0.07	18.795	18.788	18.788	18.79	19.58	19.591	19.578	19.583	17.905	17.904	17.902	17.904	0.839	0.443
5 - P8	24	200	0.6	18.79	18.792	18.793	18.792	19.598	19.588	19.623	19.603	17.903	17.9	17.897	17.9	0.852	0.446
6 - P7		400	0.3	18.79	18.792	18.793	18.792	19.6	19.583	19.607	19.597	17.886	17.896	17.897	17.893	0.852	0.45
7 - P6		800	0.15	18.783	18.788	18.788	18.786	19.628	19.623	19.633	19.628	17.878	17.873	17.881	17.877	0.876	0.455
8 - P5		1600	0.07	18.783	18.788	18.788	18.786	19.718	19.686	19.69	19.698	17.867	17.866	17.866	17.866	0.916	0.46
9 - P9	36	200	0.6	18.784	18.789	18.785	18.786	19.643	19.643	19.623	19.636	17.86	17.863	17.858	17.86	0.888	0.463
10 - P10		400	0.3	18.784	18.789	18.785	18.786	19.691	19.681	19.663	19.678	17.857	17.86	17.855	17.857	0.911	0.465
11 - P11		800	0.15	18.784	18.785	18.779	18.783	19.754	19.781	19.762	19.766	17.842	17.838	17.837	17.839	0.964	0.472
12 - P12		1600	0.07	18.784	18.785	18.779	18.783	19.786	19.859	19.77	19.805	17.832	17.83	17.827	17.83	0.988	0.477
7" - 3-**	24	800	0.15	18.8	18.783	18.777	18.787	19.728	19.685	19.702	19.705	17.866	17.868	17.856	17.863	0.921	0.462
7" - 3-3				18.8	18.783	18.777	18.787	19.745	19.726	19.743	19.738	17.854	17.867	17.859	17.86	0.939	0.464
7" - 8-**				18.802	18.785	18.781	18.789	19.731	19.754	19.729	19.738	17.863	17.871	17.865	17.866	0.936	0.462

Les données expérimentales obtenues pour mesurer les paramètres géométriques sur profils métrique M20 – 18MnCr11

Nr. exp. / Cod profil	p [bar]	n _p [rot/min]	t _c [s]	d ₀ [mm]			d _{omed} [mm]	d _{ext} [mm]			d _{ext med} [mm]	d _{int} [mm]			d _{int med} [mm]	H [mm]	h _p [mm]
1 - P4	16	200	0.6	18.792	18.783	18.787	18.787	19.48	19.464	19.452	19.465	17.96	17.945	17.95	17.952	0.756	0.417
2 - P3		400	0.3	18.792	18.783	18.787	18.787	19.521	19.521	19.519	19.52	17.95	17.945	17.952	17.949	0.785	0.419
3 - P2		800	0.15	18.788	18.783	18.79	18.787	19.485	19.479	19.48	19.481	17.925	17.923	17.927	17.925	0.778	0.431
4 - P1		1600	0.07	18.788	18.783	18.79	18.787	19.512	19.519	19.525	19.519	17.913	17.919	17.917	17.916	0.801	0.435
5 - P5	24	200	0.6	18.779	18.785	18.783	18.782	19.571	19.58	19.591	19.581	17.914	17.916	17.916	17.915	0.833	0.434
6 - P6		400	0.3	18.779	18.785	18.783	18.782	19.566	19.553	19.547	19.555	17.882	17.889	17.89	17.887	0.834	0.448
7 - P7		800	0.15	18.774	18.775	18.777	18.775	19.597	19.593	19.595	19.595	17.883	17.885	17.882	17.883	0.856	0.446
8 - P8		1600	0.07	18.774	18.775	18.777	18.775	19.658	19.676	19.677	19.67	17.868	17.865	17.87	17.868	0.901	0.454
9 - P12	36	200	0.6	18.785	18.783	18.772	18.78	19.61	19.62	19.625	19.618	17.856	17.858	17.863	17.859	0.879	0.461
10 - P11		400	0.3	18.785	18.783	18.772	18.78	19.63	19.647	19.64	19.639	17.858	17.864	17.857	17.86	0.89	0.46
11 - P10		800	0.15	18.784	18.784	18.786	18.785	19.758	19.747	19.75	19.752	17.851	17.847	17.846	17.848	0.952	0.469
12 - P9		1600	0.07	18.784	18.784	18.786	18.785	19.745	19.754	19.749	19.749	17.84	17.841	17.843	17.841	0.954	0.472
7' - 7-***	24	800	0.15	18.804	18.789	18.793	18.795	19.71	19.691	19.712	19.704	17.885	17.871	17.884	17.88	0.912	0.458
7'' - 7-7				18.804	18.789	18.793	18.795	19.74	19.718	19.728	19.729	17.889	17.897	17.887	17.891	0.919	0.452
7''' - 8-***				18.785	18.786	18.785	18.785	19.724	19.706	19.715	19.715	17.896	17.894	17.893	17.894	0.911	0.446

Les données expérimentales obtenues pour mesurer les paramètres géométriques sur profils métrique M20 – 40Cr10

1 - P9	16	200	0.6	18.778	18.78	18.792	18.783	19.414	19.418	19.424	19.419	17.98	17.983	17.982	17.982	0.719	0.401
2 - P10		400	0.3	18.778	18.78	18.792	18.783	19.429	19.426	19.43	19.428	17.971	17.964	17.967	17.967	0.731	0.408
3 - P11		800	0.15	18.79	18.786	18.787	18.788	19.452	19.434	19.442	19.443	17.969	17.973	17.97	17.971	0.736	0.409
4 - P12		1600	0.07	18.79	18.786	18.787	18.788	19.444	19.445	19.447	19.445	17.955	17.952	17.956	17.954	0.746	0.417
5 - P8	24	200	0.6	18.78	18.782	18.778	18.78	19.485	19.483	19.476	19.481	17.945	17.949	17.948	17.947	0.767	0.417
6 - P7		400	0.3	18.78	18.782	18.778	18.78	19.495	19.5	19.511	19.502	17.939	17.934	17.935	17.936	0.783	0.422
7 - P6		800	0.15	18.787	18.789	18.786	18.787	19.561	19.57	19.569	19.567	17.912	17.904	17.916	17.911	0.828	0.438
8 - P5		1600	0.07	18.787	18.789	18.786	18.787	19.618	19.607	19.612	19.612	17.901	17.9	17.895	17.899	0.856	0.444
9 - P1	36	200	0.6	18.783	18.789	18.79	18.787	19.588	19.597	19.592	19.592	17.897	17.9	17.899	17.899	0.846	0.444
10 - P2		400	0.3	18.783	18.789	18.79	18.787	19.628	19.608	19.62	19.619	17.893	17.893	17.894	17.893	0.863	0.447
11 - P3		800	0.15	18.788	18.78	18.784	18.784	19.684	19.677	19.679	19.68	17.884	17.883	17.885	17.884	0.898	0.45
12 - P4		1600	0.07	18.788	18.78	18.784	18.784	19.759	19.744	19.75	19.751	17.862	17.858	17.858	17.859	0.946	0.462
7' - 3-***	24	800	0.15	18.791	18.787	18.791	18.79	19.651	19.66	19.648	19.653	17.913	17.909	17.912	17.911	0.871	0.439
7'' - 3-3				18.791	18.787	18.791	18.79	19.678	19.675	19.681	19.678	17.915	17.92	17.931	17.923	0.878	0.434
7''' - 8-***				18.786	18.779	18.786	18.784	19.632	19.631	19.622	19.628	17.916	17.906	17.909	17.91	0.859	0.437
13 - P16	54	200	0.6	18.785	18.788	18.786	18.786	19.673	19.683	19.68	19.679	17.873	17.871	17.87	17.871	0.904	0.458
14 - P13		400	0.3	18.791	18.788	18.79	18.79	19.664	19.666	19.667	19.666	17.869	17.868	17.868	17.868	0.899	0.461
15 - P14		800	0.15	18.791	18.788	18.79	18.79	19.736	19.758	19.744	19.746	17.858	17.856	17.854	17.856	0.945	0.467
16 - P15		1600	0.07	18.785	18.788	18.786	18.786	19.848	19.848	19.846	19.847	17.838	17.835	17.834	17.836	1.006	0.475

Les données expérimentales obtenues pour mesurer les paramètres géométriques sur profils trapézoïdal Tr20 – OLC15

N° exp	N° pièce	Code pièce	p [bar]	n [tours/min]	t _c [s]	d _{0med} [mm]	d _i			d _{imed}	d _e			d _{emed}
							V1	V2	V3		V1	V2	V3	
1	P0	•	24	200	0,6	18,86733	17,557	17,578	17,692	17,609	20,047	20,045	20,007	20,033
2		0		400	0,3		17,486	17,484	17,485	17,485	20,103	20,093	20,11	20,102
3	P2	•	36	800	0,15	18,85867	17,421	17,442	17,425	17,429	20,147	20,132	20,154	20,144
4		2		1600	0,075		17,438	17,445	17,446	17,443	20,110	20,107	20,116	20,111
5	P3	•	36	200	0,6	18,861	17,583	17,418	17,547	17,516	20,055	20,016	20,048	20,039
6		3		400	0,3		17,423	17,491	17,446	17,453	20,056	20,071	20,070	20,065
7	P4	•	36	800	0,15	18,87	17,583	17,552	17,581	17,572	20,141	20,160	20,189	20,163
8		4		1600	0,075		17,487	17,483	17,474	17,481	20,227	20,253	20,218	20,232
6bis	P5	•	36	400	0,3	18,87033	17,501	17,454	17,433	17,462	20,105	20,007	20,096	20,069
7bis		5		800	0,15		17,488	17,480	17,469	17,479	20,161	20,155	20,150	20,155
9	P6	•	54	200	0,6	18,86833	17,387	17,416	17,456	17,419	20,098	20,001	20,030	20,043
10		6		400	0,3		17,399	17,425	17,397	17,407	20,056	20,082	20,078	20,072
11	P7	•	54	800	0,15	18,86367	17,366	17,380	17,359	17,368	20,214	20,207	20,223	20,214
12		7		1600	0,075		17,363	17,397	17,359	17,373	20,243	20,230	20,248	20,240

Les données expérimentales obtenues pour mesurer les paramètres géométriques sur profils trapézoïdal Tr20 – OLC35

N° exp	N° pièce	Code pièce	p [bar]	n [tours/min]	t _c [s]	d _{0med} [mm]	d _i			d _{imed}	d _e			d _{emed}
							V1	V2	V3		V1	V2	V3	
1	P0	•	24	200	0,6	18,859	17,611	17,578	17,620	17,603	19,864	19,851	19,867	19,860
2		0		400	0,3		17,574	17,559	17,564	17,565	19,836	19,886	19,845	19,855
3	P1	•	36	800	0,15	18,857	17,521	17,589	17,610	17,573	19,966	19,943	19,972	19,960
4		1		1600	0,075		17,504	17,573	17,489	17,522	20,019	20,070	20,032	20,040
5	P2	•	36	200	0,6	18,862	17,556	17,547	17,540	17,547	19,990	20,053	19,979	20,007
6		2		400	0,3		17,541	17,551	17,544	17,545	20,070	20,073	20,086	20,076
7	P4	•	36	800	0,15	18,862	17,424	17,653	17,523	17,533	20,081	20,070	20,093	20,081
8		4		1600	0,075		17,554	17,414	17,520	17,496	20,170	20,163	20,152	20,161
6bis	P6	•	36	400	0,3	18,856	17,458	17,496	17,517	17,490	20,094	20,100	20,092	20,095
7bis		6		800	0,15		17,565	17,538	17,564	17,555	20,102	20,158	20,072	20,110
9	P5	•	54	200	0,6	18,866	17,415	17,548	17,409	17,457	20,049	20,057	20,017	20,041
10		5		400	0,3		17,489	17,407	17,471	17,455	20,077	20,026	20,069	20,057
11	P7	•	54	800	0,15	18,858	17,379	17,388	17,394	17,387	20,168	20,119	20,182	20,156
12		7		1600	0,075		17,469	17,390	17,449	17,436	20,206	20,196	20,194	20,198

Les données expérimentales obtenues pour mesurer les paramètres géométriques sur profils trapézoïdal Tr20 – 18MnCr11

N° exp	N° pièce	Code piesa	p [bar]	n [rot/min]	tc [s]	d _{0med} [mm]	d _i			d _{imed}	d _e			d _{emed}
							V1	V2	V3		V1	V2	V3	
1	P0	•	24	200	0,6	18,859	17,649	17,659	17,630	17,646	19,785	19,785	19,806	19,792
2		0		400	0,3		17,594	17,612	17,621	17,609	19,817	19,838	19,833	19,829
3	P1	•	36	800	0,15	18,865	17,755	17,717	17,728	17,733	19,664	19,705	19,652	19,674
4		1		1600	0,075		17,526	17,566	17,532	17,541	20,008	19,998	20,005	20,004
5	P3	•	36	200	0,6	18,859	17,424	17,604	17,555	17,528	20,095	20,153	20,106	20,118
6		3		400	0,3		17,577	17,501	17,564	17,547	20,117	20,117	20,127	20,120
7	P4	•	54	800	0,15	18,863	17,690	17,425	17,596	17,570	20,182	20,183	20,165	20,177
8		4		1600	0,075		17,478	17,401	17,446	17,442	20,175	20,189	20,185	20,183
6bis	P2	•	36	400	0,3	18,865	17,434	17,444	17,423	17,434	20,109	20,103	20,103	20,105
7bis		2		800	0,15		17,418	17,428	17,426	17,424	20,155	20,135	20,126	20,139
9	P5	•	54	200	0,6	18,857	17,419	17,467	17,418	17,435	20,078	20,060	20,082	20,073
10		5		400	0,3		17,413	17,414	17,414	17,414	20,106	20,139	20,108	20,118
11	P6	•	54	800	0,15	18,859	17,402	17,508	17,409	17,440	20,120	20,117	20,121	20,119
12		6		1600	0,075		17,454	17,501	17,430	17,462	20,234	20,195	20,231	20,220

Les données expérimentales obtenues pour mesurer les paramètres géométriques sur profils trapézoïdal Tr20 – 40Cr10

N° exp	N° pièce	Code pièce	p [bar]	n [tours/min]	t _c [s]	d _{0med} [mm]	d _i			d _{imed}	d _e			d _{emed}
							V1	V2	V3		V1	V2	V3	
1	P0	•	24	200	0,6	18,865	17,787	17,768	17,792	17,782	19,618	19,660	19,626	19,635
2		0		400	0,3		17,763	17,758	17,761	17,761	19,656	19,675	19,653	19,661
3	P1	•	36	800	0,15	18,861	17,740	17,690	17,827	17,752	19,722	19,740	19,718	19,727
4		1		1600	0,075		17,656	17,637	17,628	17,640	19,837	19,844	19,849	19,843
5	P2	•	36	200	0,6	18,853	17,455	17,449	17,451	17,452	20,074	20,072	20,072	20,073
6		2		400	0,3		17,436	17,443	17,450	17,443	20,111	20,121	20,125	20,119
7	P5	•	54	800	0,15	18,858	17,444	17,641	17,427	17,504	20,108	20,089	20,089	20,095
8		5		1600	0,075		17,569	17,598	17,596	17,588	20,167	20,158	20,155	20,160
6bis	P4	•	36	400	0,3	18,859	17,447	17,451	17,452	17,450	20,066	20,061	20,063	20,063
7bis		4		800	0,15		17,432	17,443	17,440	17,438	20,072	20,059	20,081	20,071
9	P6	•	54	200	0,6	18,856	17,530	17,447	17,520	17,499	20,043	20,020	20,011	20,025
10		6		400	0,3		17,550	17,443	17,536	17,510	20,039	20,051	20,046	20,045
11	P7	•	54	800	0,15	18,860	17,633	17,614	17,701	17,649	20,122	20,113	20,112	20,116
12		7		1600	0,075		17,575	17,554	17,562	17,564	20,209	20,221	20,225	20,218

