



HAL
open science

Identification des paramètres clés du laminage transversal : vers la formalisation des connaissances scientifiques et technologiques

Mangin G. P. Philippe

► **To cite this version:**

Mangin G. P. Philippe. Identification des paramètres clés du laminage transversal : vers la formalisation des connaissances scientifiques et technologiques. Génie mécanique [physics.class-ph]. Ecole nationale supérieure d'arts et métiers - ENSAM, 2012. Français. NNT : SMI 432 . tel-00839532

HAL Id: tel-00839532

<https://theses.hal.science/tel-00839532v1>

Submitted on 28 Jun 2013

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.

École doctorale n° 432 : SMI- Sciences des Métiers de l'Ingénieur

Doctorat ParisTech

THÈSE

pour obtenir le grade de docteur délivré par

l'École Nationale Supérieure d'Arts et Métiers **Spécialité "Génie Mécanique et procédés de Fabrication"**

présentée et soutenue publiquement par

Philippe Mangin

Le 22 juin 2012

Identification des paramètres clés du laminage transversal : vers la formalisation des connaissances scientifiques et technologiques

Directeur de thèse : **M. Régis BIGOT**

Co-encadrement de la thèse : **M. Laurent LANGLOIS**

Jury

Mme Katia MOCELLIN, Docteur habilité DR, CEMEF MINES ParisTech Sophia-Antipolis, France
M. Henri PARIS, Professeur des Universités, G-SCOP Université Joseph Fourier Grenoble, France
M. Alain BERNARD, Professeur des Universités, IRCCYN Ecole Centrale de Nantes, France
M. Valery SHCHUKIN, Professeur, Physical Technical Institute of NAS, Minsk, Biélorussie
M. Bernd LORENZ, Dr.-Ing. habil., Fraunhofer IWU Chemnitz, Allemagne
M. Pierre KRUMPIPE, Expert Forge, CETIM Saint-Etienne, France
M. Régis BIGOT, Professeur des Universités, ARTS ET METIERS ParisTech Metz, France
M. Laurent LANGLOIS, Maître de conférences, ARTS ET METIERS ParisTech Metz, France

Rapporteur
Rapporteur
Président
Examineur
Examineur
Invité
Examineur
Examineur

**T
H
È
S
E**

Table des matières

Introduction	1
Chapitre 1	
La technologie du laminage transversal	5
1.1 Le procédé de laminage transversal	6
1.1.1 Principe de fonctionnement	6
1.1.2 Terminologie	7
1.1.3 Laminaires industriels	10
1.1.4 Bancs d'essais expérimentaux	12
1.1.5 Le banc d'essais développé à l'ENSAM de Metz	13
1.1.6 Pièces obtenues par laminage transversal	15
1.1.7 Les limites actuelles du procédé	16
1.1.8 Étapes du développement du laminage transversal	16
1.2 Contexte de notre étude	17
1.2.1 Contexte économique et industriel	17
1.2.2 Pourquoi le procédé est-il intéressant aujourd'hui?	18
1.3 Problématique de notre travail	19
1.3.1 Phénomènes physiques entrant en jeu lors du laminage transversal	20
1.3.2 Configurations abordées dans ce manuscrit	23
1.3.3 Cas d'études et pièces fabriquées	23
Chapitre 2	
Etude du contact Pièce-Matrice	27
2.1 Convention et définition de la géométrie des outillages	28
2.1.1 Coin élémentaire : « simple » réduction de diamètre	28
2.1.2 Description étendue du coin élémentaire	29
2.1.3 Repérage de points remarquables sur un profil du coin	31
2.1.4 Etude à l'échelle d'une matrice	32
2.1.5 Résumé sur le paramétrage d'une matrice	33
2.1.6 Passage d'une matrice plane à une matrice curviligne	35
2.2 Règles concernant les paramètres géométriques	37
2.2.1 Sévérité de la déformation plastique	37
2.2.2 Les angles caractéristiques α et β	38
2.2.3 Les rayons d'arêtes	40
2.3 Etat de déformation et de contrainte en roulement	43
2.3.1 Profil déformé et largeur de contact	43
2.3.2 La pression de contact pour de faibles réductions	47
2.3.3 Ligne de glissement et contraintes de contact	47
2.3.4 Coefficient de glissement et rayon de roulement	48

2.3.5	Rôle de l'entrefer et incidence sur le contact.....	50
2.4	Géométrie de préforme au cours de la déformation	53
2.4.1	Etude de la pénétration du lopin lors d'un roulement sans glissement	53
2.4.2	Forme de la zone de contact.....	54
2.4.3	Visualisation du contact pour des géométries complexes	60
2.5	Condition d'adhérence requise pour l'entraînement en rotation de pièce	62
2.5.1	Genèse de l'instabilité en roulement / glissement.....	62
2.5.2	Faits expérimentaux.....	62
2.5.3	Notion de coefficient de frottement critique.....	68
2.5.4	La mesure de coefficients de frottement	69
2.5.5	Frottement anisotrope et texture de surface.....	71
2.5.6	Spécification d'une texture de surface.....	72
2.5.7	Sensibilité à la loi de frottement en simulation numérique	73
2.6	Les efforts outil/pièce	78
2.6.1	Modélisation élémentaire	78
2.6.2	Quelques modèles de calcul d'efforts	79
2.6.3	Bilan comparatif des modèles de calcul d'efforts résultants.....	81
2.6.4	La mesure d'efforts résultants.....	81
2.7	La pression de contact	83
2.7.1	Hypothèses sur l'allure du profil de pression.....	83
2.7.2	Modèle de Pater 1997 pour l'estimation de la pression moyenne de contact	84
2.7.3	La mesure de la pression de contact :.....	85
2.7.4	Essai préliminaire pour l'acier C17.....	92
2.7.5	Essais de variation de température du lopin pour l'acier C17.....	93
2.7.6	Essais de variation de l'entrefer pour l'acier C17	94
2.7.7	Comportement de matériaux différents de l'acier.....	95
2.7.8	Bilan des pressions de contact pour trois matériaux	101
2.8	Mesure de la température de contact	103
2.8.1	Moyen et méthode de mesure	103
2.8.2	Investigations sur une matrice de laminage transversale.....	104
2.9	Rapport puissance plastique / puissance transmise pour l'entraînement en rotation	105
2.9.1	Bilan de puissance	105
2.9.2	Expression théorique des puissances pour un solide rigide parfaitement plastique	106
2.9.3	Etude numérique du cas de la préforme haltère 9004.....	107
2.9.4	Equilibre des puissances.....	112
2.10	Conclusion	113

Chapitre 3

Fabrication et qualité des pièces	115	
3.1	Exigences sur les pièces.....	116
3.2	Classes de défauts rencontrés en laminage transversal	118
3.3	Typologie de défauts, causes et remèdes possibles	118
3.3.1	Défauts concernant la géométrie finale de pièce.....	119
3.3.2	Défauts impactant la santé de pièce.....	124
3.4	La mise au point d'outillage	135
3.4.1	Réglages et marges de manœuvres	135
3.4.2	Exemple des matrices de préformes de Bielle 9023	136
3.5	Préforme haltère Chemnitz.....	142
3.5.1	Influence des réglages sur l'amplitude de l'effort de laminage.....	143

3.5.2	Influence du matériau	144
3.5.3	Influence du taux de réduction de diamètre	145
3.5.4	Influence de la vitesse de déformation	146
3.5.5	Influence de la température loppin	147
3.6	Conditions semi-industrielles: défauts mis en évidences sur les préformes ENSAM	149
3.6.1	Défauts provenant de mauvaise condition d'adhérence.....	149
3.6.2	Spécificité liées au laminage du TA6V	149
3.7	Endommagement et usure des outillages.....	150
3.8	Conclusion	151

Chapitre 4

La conception de matrice de laminage transversal 152

4.1	Inventaire des règles de conception.....	153
4.1.1	Quelques règles énoncées dans la littérature	153
4.1.2	Section du coin de mise en forme	155
4.1.3	Les domaines de fonctionnement	156
4.1.4	Autres règles identifiées au cours de la thèse.....	159
4.1.5	Un classement des règles de conception.....	161
4.2	Proposition d'une méthode de conception.....	164
4.2.1	Phase de conception (A1)	164
4.2.2	Phase de simulation numérique (A2)	164
4.2.3	Boucle(s) de correction	168
4.2.4	Logigramme, démarche COLT et outil informatique.....	168
4.3	Conception d'une matrice pour la fabrication d'une pièce à double réduction de diamètre.....	169
4.3.1	Détail des choix techniques	170
4.3.2	Identification de défauts de forme par simulation numérique	176
4.3.3	Mise en évidence de déformations angulaires.....	177
4.4	Analyse de pièces « industrielles ».....	185
4.4.1	Arbres de boîte de vitesse	185
4.4.2	Les préformes de bielles et choix du matériau.....	188
4.5	Vers la conception Numérique?	191
4.5.1	Tenir compte des spécificités du laminage transversal	192
4.5.2	Recherche de paramètres et de critères pertinents	195
4.6	Conclusion	195

Chapitre 5

Panorama, Verrous, Perspectives 197

5.1	Panorama : ce qui est établi.....	198
5.1.1	Les avantages offerts par le laminage transversal	198
5.1.2	Les difficultés identifiées	198
5.2	Verrous : ce qui pose encore questions.....	199
5.2.1	Mise en forme réelle face aux résultats numériques	199
5.2.2	Sur le comportement des matériaux utilisés.....	199
5.2.3	A propos de la maîtrise du frottement d'adhérence	200
5.2.4	Santé interne des pièces	200
5.3	Des paramètres significatifs	204
5.4	Perspectives : ce qui reste à développer.....	207

5.4.1 Synthétiser de nouvelles règles	207
5.4.2 Vers un essai de référence	207
5.4.3 La collecte des données unifiées des résultats expérimentaux.....	207
5.4.4 La constitution d'un outil d'aide à la conception.....	208
5.4.5 Un critère d'endommagement spécifique	208
Conclusion générale	209
Références bibliographiques	211
Annexes	222
Annexe 1 - Genèse du laminage Transversal	
Annexe 2 - Lexique	
Annexe 3 - Vue d'ensemble de la typologie des défauts	
Annexe 4 - Propriétés de l'acier C17	
Annexe 5 - Calcul de la température de contact	
Annexe 6 - Plans des matrices MPC	
Annexe 7 - Résultats de simulations numériques de la préforme Haltère 9004 - MPC	
Annexe 8 - Cartographie des principaux acteurs identifiés en laminage transversal	
Annexe 9 - Plans de la préforme de bielle 9023 et des matrices associées	
Annexe 10 - Complément sur la procédure COLT	

Remerciements

Ces travaux ont été financés par le concours de la commission Forge du CETIM et de la Région Lorraine. Je remercie ces acteurs pour la confiance qu'ils nous ont accordée.

Je tiens à remercier le professeur Régis Bigot pour m'avoir dirigé et accordé sa confiance jusqu'au terme de ce travail. Mes remerciements vont également à Laurent Langlois, maître de conférences au laboratoire de conception fabrication commande qui a patiemment guidé mes premiers pas en recherche.

A l'issue de la soutenance et du processus d'évaluation, je désire remercier :

- Monsieur le professeur Alain Bernard, pour avoir accepté de présider ce jury avec enthousiasme et énergie notamment face aux difficultés de communications,
- Madame le docteur Katia Mocellin, ainsi que Monsieur le professeur Henri Paris pour avoir accepté d'être rapporteurs de ce travail,
- Monsieur le professeur Valery Shchukin, éminent spécialiste du laminage transversal, exerçant au sein de l'institut physico-technique de l'académie des sciences de Biélorussie de m'avoir fait l'honneur d'examiner mon travail et d'avoir été présent lors de la soutenance,
- Monsieur le Dr.-Ing. Habil. Bernd Lorenz, responsable du département mise en forme de produits massifs au sein de l'institut Fraunhofer IWU de Chemnitz, également spécialiste reconnu en laminage transversal, pour son travail de collaboration engagé depuis plus de trois ans, pour les discussions techniques enrichissantes et constructives et pour ses encouragements constants à mon égard,
- Monsieur Pierre Krumpipe, expert Forge au CETIM qui fût un interlocuteur patient et collaboratif pour coordonner les travaux du groupe de travail autour du laminage transversal et pour sa participation au jury.

Je tiens également à adresser toute ma gratitude à :

- Monsieur Cyril Schäfer, ingénieur de la société Forges de Courcelles pour son implication active aux discussions techniques sur le procédé et son intérêt constant pour nos travaux ;
- Monsieur Nicolas Behr, ingénieur de la société Setforge et Monsieur Eric Fremeaux, ingénieur de la société Ateliers des Janves pour les discussions constructives pour faire avancer les travaux de recherche.

Mes travaux se sont déroulés au sein du LCFC à l'ENSAM de Metz entre fin 2008 et début 2012. Je tiens à saluer, le Pr. Patrick Martin, directeur du laboratoire pour son accueil ainsi que tous les collègues et doctorants pour leur contribution à une ambiance de travail sympathique, paisible et humaine.

Il n'est pas possible ici de nommer toutes celles et ceux qui m'ont encouragé au cours de ces années dernières, mais ce n'est pas pour cela que je les oublie. J'ai une petite pensée notamment pour ce leitmotiv « Keep trying, don't give up » que j'ai reçu un jour vers la fin de la rédaction de ce manuscrit.

Je me retourne après toutes ces années passées à l'école à tenter de former et déformer mon esprit et je pense à tous ceux que j'ai pu croiser de près ou de loin, mes maîtres et accompagnateurs, qui consacrent leur vie à la transmission des connaissances et à l'éducation des autres...

Mon parcours de thèse a été ma propre odyssee, il me faudrait un postlude pour dire comment j'ai traversé chaque couleur de l'arc-en-ciel.

Enfin je pense à ma famille, à mes proches, à mon épouse Caroline qui m'a encouragé avec patience et sérénité dans cet inconscient projet de renouer en 2007 avec les études. Je pense à Adèle et Anne qui sont venues nous enchanter et mettre de la vie dans notre vie et reprends finalement, à ma façon, les mots de Régis Bigot prononcés en fin de soutenance : « j'ai commencé la thèse célibataire et l'ai terminé marié à LA femme parfaite et père de deux filles formidables. Comme quoi, cherchez et "faites de la Science", et vous serez heureux et comblés dans votre vie de famille... ».

Introduction

Ce document est le manuscrit des travaux de thèse réalisés entre Novembre 2008 et Novembre 2011, au sein du Laboratoire Conception Fabrication Commande (LCFC) de l'École Nationale Supérieure d'Arts et Métiers à Metz sous la direction du Professeur Régis Bigot et de Laurent Langlois, Maître de conférences. Ces travaux s'intitulent « *identification des paramètres clés du laminage transversal* ». Ils ont été financés par la commission Forge du Centre Technique des Industries de Mécaniques (CETIM) et cofinancés par le Conseil Régional de Lorraine.

Le laminage transversal est un *procédé de fabrication mécanique* utilisé pour la mise en forme de pièces métalliques, intégrant généralement une symétrie de révolution. Il a pour principal avantage de présenter un gain important sur l'engagement matière. Par ailleurs, ce procédé entre dans la catégorie des procédés « *incrémentaux* » pour lequel l'évolution de la déformation et des grandeurs physiques observées à un instant donné dépendent très fortement de ce qui a pu être réalisé auparavant. Bien que mal connu en France et délicat à maîtriser, ce procédé est tout particulièrement intéressant dans un contexte de réduction des coûts de matière. A ce titre, il retient l'attention des professionnels français du secteur de la forge qui souhaitent l'implanter de manière croissante.

Comme pour tout procédé en général, entrent en ligne de compte de *nombreux paramètres* et leurs *interactions mutuelles*, à différents stades du processus de fabrication. Maîtriser un procédé revient en quelque sorte à savoir déterminer un domaine de fonctionnement stable, pour lequel les pièces obtenues satisfont les exigences de qualité. Plus les connaissances (savoir) et l'expérience affinée du procédé (savoir-faire) sont élevées, plus est élevé le niveau de confiance dans la technologie en question. Le besoin d'exploiter cette technologie de manière industrielle soulève de nombreuses questions techniques telle que la conception d'outillage avec l'emploi d'outil de simulation numériques associés, ou encore le réglage et le contrôle des paramètres de machine durant le processus de fabrication. Les étapes qui mènent à l'industrialisation (faire-faire) nécessitent par conséquent de trouver des réponses utilisant des outils actuels, de les formaliser et de les partager (faire-savoir).

Pour décrypter la complexité d'un procédé de fabrication et avancer dans sa connaissance et sa formalisation, l'observation à différentes échelles est utilisée. A l'échelle du laboratoire pour mettre en évidence des phénomènes élémentaires, à l'échelle de la machine de fabrication ou du banc d'essais semi-industriel pour obtenir des pièces et observer le processus de fabrication, à l'échelle de la chaîne de production prenant en compte toutes les étapes amonts et avalés pour définir l'incidence sur le processus de production. Cette démarche

employée au cours du travail de thèse est reprise dans le tableau 1 ; il s'agit également d'une approche utilisée dans les projets de collaboration envisagés avec d'autres acteurs universitaires ou industriels. Toutes ces opérations ont pour but de mettre en évidence les phénomènes physiques et de pouvoir séparer les effets des causes. *L'identification des paramètres clés* consiste donc à découpler les différents effets entre eux et analyser la combinaison multifactorielle des paramètres pour en clarifier l'influence unitaire ou en interaction. En fin de compte cela revient à «diviser chacune des difficultés afin de mieux les examiner et les résoudre» [DES1637]. Cette démarche consiste à faire dialoguer science et technologie, disciplines qui sont souvent scindées, afin de transférer dans un cycle court les connaissances acquises au sein du laboratoire universitaire vers l'atelier industriel. L'esprit de cette attitude développée au sein de l'école des Arts et Métiers depuis plusieurs générations est bien résumé par cette phrase : « Science is only interested in knowledge, but technology is applying new knowledge to craft » [THIS04].

Observation du	Echelle	Lieu	Outil
Phénomènes physiques élémentaires	Micro	Laboratoire, centre R&D	Machine de traction, Banc d'essai tribologique, Technique d'analyse micrographique...etc
Processus de fabrication	Méso	Atelier, Halle d'essais	Machine ou banc d'essais semi-industriel pouvant éventuellement servir à la caractérisation rhéologique et tribologique
Processus de production	Macro	Usine, Halle de production	Machine implantée dans sa chaîne de production

Tableau 1. Différentes échelles d'étude du procédé de laminage transversal

Au cours du travail de thèse, chacune de ces échelles d'observation a été employée pour développer les activités suivantes :

- L'analyse bibliographique qui a permis de collecter des articles et monographies souvent disponibles uniquement en langue étrangère, autre que l'Anglais (par exemple pour les plus fréquentes : Tchèque, Polonais, Russe, Japonais, Allemand). La difficulté inhérente aux problèmes de traduction n'est pas négligeable et cet aspect des choses est probablement responsable du peu de pénétration de cette technologie en Europe de l'ouest. De nombreux résultats sont difficiles d'accès et insuffisamment partagés pour être validés ou invalidés. Cette tâche pourrait constituer un travail de recherche et de traduction à part entière ;
- Le développement d'essais expérimentaux ayant pour but :
 - de fabriquer et de visualiser des pièces ;
 - de tester l'influence de la température des pièces et des outillages ;
 - de tester l'influence du matériau des pièces ;

- de tester les phénomènes d'instabilité de roulement, apparition de glissement ;
- de mettre au point un dispositif de mesure et d'acquérir une pression de contact par ce moyen ;
- d'observer l'importance des déformations angulaires sur les pièces finales ;
- de visualiser la géométrie des surfaces de contact pièce/outil ;
- de réaliser des essais sur d'autres machines disponibles sur le site de l'IWU Chemnitz, Fraunhofer Institut.
-
- L'utilisation d'outils de calcul numérique tel que le logiciel Forge 2009© destiné à l'analyse thermomécanique du laminage pour la corrélation avec les résultats de mesures ;
- Le développement d'une méthode de conception d'outillage appelée « COLT », destinée à formaliser les étapes permettant de dessiner l'outillage propre à réaliser une géométrie de pièce prescrite. Cette méthode dépasse la simple génération géométrique d'une matrice dans la mesure où elle intègre une base de données issue de la littérature et des résultats d'essais connus ;
- Le traitement d'un exemple de pièce en s'appuyant sur la méthode COLT précitée, ayant permis de dessiner les matrices, de les tester, d'en faire une mise au point sur banc d'essais et d'obtenir des pièces appelées balustre 9026.

Il existe aujourd'hui de nombreuses études expérimentales ou numériques publiées sur le procédé de laminage transversal. En revanche, la littérature faisant état d'applications industrielles est beaucoup plus limitée. Cet ouvrage a été structuré de telle sorte qu'il tente de répondre tant aux problématiques scientifiques que technologiques actuelles, ayant à l'esprit ces deux objectifs : d'une part celui de présenter un manuscrit qui intègre tous les résultats développés dans la thèse (exigence universitaire) et d'autre part, celui de fournir un document ressource pour le développement du laminage transversal dans l'industrie (exigence industrielle). Cette double exigence engendre la juxtaposition des résultats propres à cette thèse avec les résultats issus de l'étude bibliographique. La structure de ce manuscrit s'éloigne par conséquent du schéma « classique » pour lequel généralement l'essentiel des données concernant l'état de l'art est disponible en début de document, faisant place ensuite aux résultats des travaux de thèses. Dans ce manuscrit les résultats concernant l'état de l'art et les travaux d'autres équipes s'intercalent avec ceux qui sont obtenus dans le cadre de la thèse. Pour identifier les travaux spécifiquement développés au cours de cette thèse la mention « [THESE] » est précisée sous les figures.

Ainsi, le Chapitre 1 dresse un bilan de la technologie du procédé de laminage transversal, décrivant son principe ainsi que ses avantages face à d'autres procédés. Le contexte de l'étude y est développé, attirant notamment

l'attention sur l'intérêt actuel à développer ce procédé. Une vue panoramique des machines employées, des outillages et des pièces obtenues permet de saisir la réalité industrielle récente. Par ailleurs, la problématique du travail de thèse est détaillée, s'attachant aux trois aspects que sont la conception, la méthode et l'industrialisation. Ensuite, les phénomènes physiques entrant en jeu sont décrits globalement permettant d'entrevoir le caractère complexe de la mise en forme incrémentale. Enfin, le dernier paragraphe donne un aperçu des différentes activités expérimentales menées dans cette thèse (machines, pièces, matrices, conditions...).

Le second chapitre (Chapitre 2) propose l'étude du contact pièce-matrice qui apparaît particulièrement pertinente pour ce procédé incrémental pour lequel de nombreux paramètres varient continuellement en fonction de l'histoire de la déformation. Les conventions et définitions en matière de géométrie sont tout d'abord abordées. L'allure de la zone de contact, et le bilan des efforts s'appliquant sur la pièce sont par la suite introduits, permettant ainsi de comprendre l'intérêt de la mesure de pression de contact. L'analyse de la répartition de puissance et des phénomènes tribologiques vient boucler ce tour d'horizon pour montrer un aspect fondamental du procédé : la compétition entre puissance de plastification et puissance de frottement.

Au cours du Chapitre 3, les questions liées à la fabrication et la qualité des pièces sont présentées. L'étude des conditions de fonctionnement est tout d'abord proposée. La qualité des pièces obtenues est ensuite abordée en s'intéressant au contrôle géométrique des pièces puis en établissant une typologie des défauts et de leurs causes et enfin en mettant en évidence les défauts rencontrés sur les pièces obtenues dans le cadre de la thèse. Finalement la question de l'endommagement et de l'usure des outillages est évoquée.

La conception de matrice de laminage transversal est ensuite détaillée à l'intérieur du Chapitre 4, lequel s'appuie sur un bilan critique des règles énoncées dans la littérature. Une méthode de conception d'outillage appelée COLT est ensuite proposée, utilisant un exemple de pièce à double réduction de diamètre pour illustrer les difficultés rencontrées. L'analyse de pièces et d'outillages existant par ailleurs vient compléter ce chapitre pour servir de références et enrichir la base des configurations connues.

Un dernier chapitre (Chapitre 5) sera l'occasion de faire le point sur les problématiques actuelles telle que l'utilisation d'outil de simulation numériques, et de discuter d'une manière générale des verrous restant à débloquent afin de rendre le procédé plus accessible et moins délicat à maîtriser.

La simulation numérique avec le logiciel Forge© (2008, 2009 puis 2011) est employée tout au long des travaux de thèse comme support afin d'affiner le regard sur les différents résultats expérimentaux, l'objectif consistant plutôt à rechercher les meilleures configurations pour représenter des phénomènes observés plutôt que de développer des algorithmes particuliers pour ce procédé.

Chapitre 1

La technologie du laminage transversal

Résumé: *Au-delà d'un tour d'horizon du procédé de laminage transversal pour identifier la technologie des machines, les pièces réalisées, les outillages, l'objet de ce chapitre est de décrire les technologies existantes et les moyens expérimentaux développés en laboratoire. L'intérêt actuel à développer ce procédé dans la mesure où il offre des perspectives en termes d'économie de matière et d'amélioration du niveau de qualité de pièce est mis en évidence. La problématique du travail de thèse est introduite pour aborder les questions de conception, méthode et industrialisation. La description générale des phénomènes physiques entrant en jeu et les paramètres physiques associés sont esquissés globalement. Un tableau récapitulatif des pièces étudiées vient achever la revue que propose ce chapitre d'introduction.*

1.1 Le procédé de laminage transversal

1.1.1 Principe de fonctionnement

Le laminage transversal est un procédé de mise en forme par déformation plastique qui permet de produire des pièces métalliques globalement axisymétriques.

Le principe consiste à déformer un lopin cylindrique pour obtenir une pièce de révolution comportant une ou plusieurs réductions de section réparties le long d'un axe principal. La déformation ainsi que l'entraînement en rotation du lopin sont imposés au moyen de matrices mobiles portant des gravures convexes appelées coins de mise en forme (voir par exemple Figure 1). Au cours d'un cycle de laminage, le profil variable du coin de mise en forme repousse progressivement le matériau du lopin appliquant une déformation plastique en compression radiale et une extension dans la direction longitudinale de la pièce. Durant le laminage, un couple d'entraînement en rotation de la pièce autour de son axe est imposé par adhérence sur l'outillage. Pour diminuer l'effort de mise en forme, le travail de la matière se fait majoritairement à chaud. Il existe également quelques applications à froid, très rarement à mi-chaud.

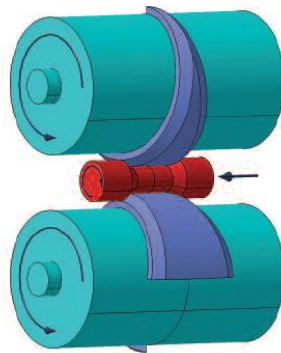


Figure 1 - Schéma de principe du laminage transversal entre rouleaux [HFL06]

L'entraînement en rotation de la pièce est une condition nécessaire à l'obtention d'une pièce de haut niveau de qualité ; il doit être maîtrisé assez finement afin d'éviter de nombreux défauts.

Les principales caractéristiques du mouvement de rotation de pièce sont :

- La pièce tourne théoriquement autour de son axe de révolution ; le matériau étant déformable, cet axe peut s'incurver et varier au cours du cycle de laminage ;
- Le mouvement est permanent, dans la mesure du possible il se fait à vitesse de matrice constante après montée en régime établi afin de garantir la stabilité de pièce ;
- La transmission d'effort se fait par adhérence sur les surfaces de contact pièce/outil et par obstacle entre le coin et la pièce.

Les caractéristiques du contact pièce / outil sont les suivantes :

- La géométrie de la surface de contact change constamment au cours du laminage ; elle est notamment fonction de la géométrie d'outillage, du type de matériau et de l'effort normal résultant (amplitude du bourrelet latéral dans les directions transverses) ;
- L'adhérence ou le glissement de pièce sur la surface de l'outil dépend du couple de matériaux en vis-à-vis, de la présence éventuelle d'un troisième corps tel que la calamine ou un lubrifiant, de l'état de surface des matériaux et de la température de pièces et de matrice.

Le procédé est dit « incrémental » au sens où de grandes déformations peuvent être atteintes grâce au relâchement du frottement et également grâce au fait que l'effort de mise en forme est relativement faible.

Sur le plan du calcul numérique cela induit les caractéristiques suivantes :

- La zone de plastification est petite en rapport avec le volume de pièce ; la détermination des grandeurs mécaniques internes à la pièce, nécessite la discrétisation fine des zones déformées. Si le caractère fortement non-linéaire des lois matériau et de la géométrie est pris en compte, cela conduit à des temps de calcul dépassant des durées acceptables.
- La zone de contact pièce/outil où opère la déformation plastique change en permanence, ce qui implique d'utiliser des schémas d'intégration de temps implicite ce qui apporte des problèmes de convergence ;
- Le matériau est déformé de manière cyclique et les codes de calcul habituels ne comportent pas de loi de comportement tenant compte de ces phénomènes de chargement/déchargement.

1.1.2 Terminologie

N'étant ni historiquement développé, ni actuellement largement utilisé en France, les termes utilisés pour décrire le procédé de laminage transversal nécessite d'être précisés en s'inspirant de la terminologie employée généralement en mise en forme et en introduisant parfois des néologismes issus de traductions (voir notamment le Tableau 2).

1.1.2.1 Configurations de laminage

La Figure 2 illustre quelques-unes des nombreuses configurations de laminage possibles. Les configurations à deux rouleaux (b) ou à plaques (d) sont principalement retenues pour les applications industrielles ou expérimentales.

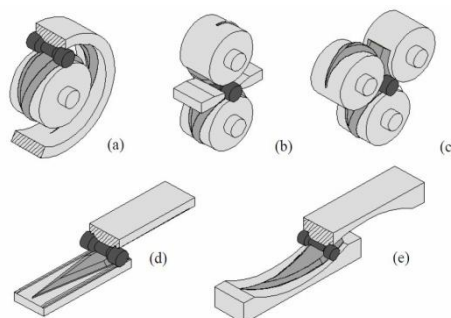


Figure 2 - Configurations possible en laminage transversal, d'après [PABA05a]

1.1.2.2 Détail des matrices

Quelle que soit la configuration adoptée, les matrices de laminage transversal comportent toutes un ou plusieurs coin(s) de mise en forme dont la géométrie prismatique est en haut-relief de la surface de roulement de la pièce. Le coin de mise en forme, globalement concave, possède des zones fonctionnelles spécifiques dont l'allure générale répond à la typologie présentée sur la Figure 3. D'une manière classique, le coin de mise en forme est composé de quatre zones qui se succèdent [FD93] :

- La zone de pénétration dont le rôle est de pénétrer progressivement dans la matière pour réduire localement le diamètre de pièce et atteindre la profondeur de pénétration attendue (Δr) ;
- La zone de guidage qui vient ensuite a pour rôle de stabiliser le mouvement de rotation et d'assurer la concentricité avec les diamètres non déformés. Cette zone est jugée inutile par beaucoup d'auteurs et l'économie en est faite lorsque la longueur totale d'outillage est une contrainte de conception.
- La zone de mise en forme ou d'étirage permet d'étendre longitudinalement la portion dont le diamètre est repoussé ; en raison de la conservation de volume durant la déformation plastique, la matière est repoussée dans la direction parallèle à l'axe de pièce ; il se produit un allongement de la pièce jusqu'à atteindre la largeur de repoussage souhaitée ($2l$) ;
- La zone de calibrage a pour but de régulariser les surfaces en éliminant les défauts de forme et de surface susceptibles d'apparaître sur la pièce durant l'étape de mise en forme. En fin d'étirage, le profil formé sur la pièce n'est présent que sur deux génératrices ; il faut donc encore au moins un demi-tour pour que la section attendue soit répartie de manière axisymétrique sur la largeur ($2l$)

Par ailleurs, il est nécessaire de ménager des surfaces dont la fonction principale est d'être suffisamment adhérente pour constituer une zone d'entraînement. Une solution couramment employée industriellement consiste à générer des empreintes profondes sur les flancs de mise en forme. Des bandes roulements spécifiques sur lesquelles sont usinées des stries peuvent être ajoutées au besoin. Enfin, des « couteaux » destinés à sectionner les parties déformées en bout de pièce sont parfois apposés afin d'obtenir des produits débarrassés de tous les volumes de matière superflus. Parfois les bavures résultants des replis de laminage par effet « tulipe » sont utilisées comme prise de fer pour la manutention par un robot préhenseur comme c'est le cas par exemple pour les préformes de bielle.

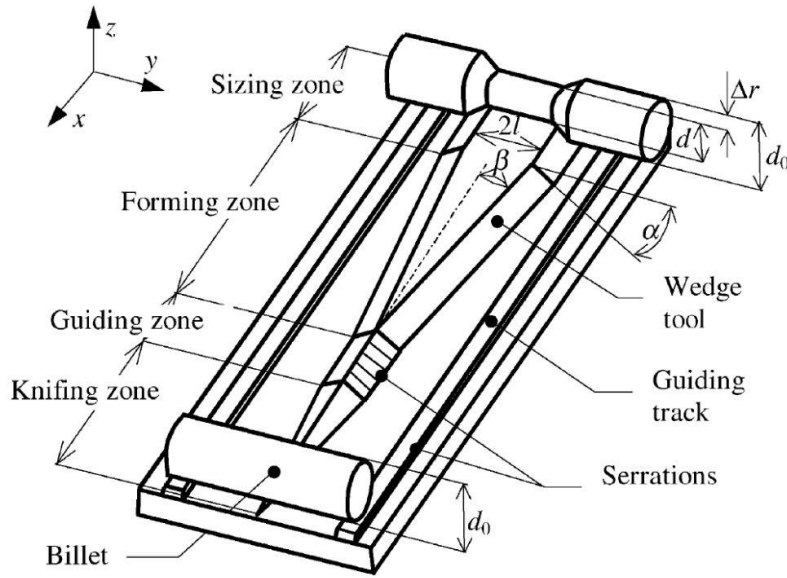


Figure 3 – Description générale et principaux paramètres sur une matrice plane [PAT03]

Cross Wedge Rolling	Laminage Transversal	Keilquerwalzen
Flat wedge machine	Laminoir à plaques	Flachbackenverfahren
Two-Roll machine	Laminoir à double rouleaux	Rundbackenverfahren
Billet	Lopin	Rohteil
Workpiece	Pièce (en cours de laminage)	Werkstück
Part	Pièce finale, produit ou « laminé »	Fertigteil
Cross-rolled preform	Préforme laminée	Quergewalzte Vorform
Side Cutters	Couteau	Abschermesser
Initial diameter d_0	Diamètre initial	Durchmesser
Knifing Zone	Zone de pénétration	Eingriffsbereich
Guiding Zone	Zone de guidage	Führungsbereich
Forming Zone	Zone de mise en forme ou d'étirement	Umformender Werkzeugbereich
Sizing Zone	Zone de calibrage	Kalibrierender Werkzeugbereich
Wedge tool	Coin de mise en forme	Keilwerkzeug
Wedge side	Flanc du coin de mise en forme	Werkzeugschulter, Keilflanke
Guiding Track	Bande de roulement	Führungsweg
Serrations	Stries	Streifen
Forming Angle (α)	Angle de mise en forme	Schulterwinkel
Stretching Angle (β)	Angle d'étirement	Keilwinkel
Ramp Angle (γ)	Angle de pénétration (de pente)	Steigungswinkel
Wedge height	Hauteur du coin	Werkzeughöhe
Final Diameter	Diamètre final	Enddurchmesser
Tool segment	Segment d'outillage	Werkzeugsegment

Tableau 2 - Terminologie généralement employée pour les principaux termes en anglais, français, allemand

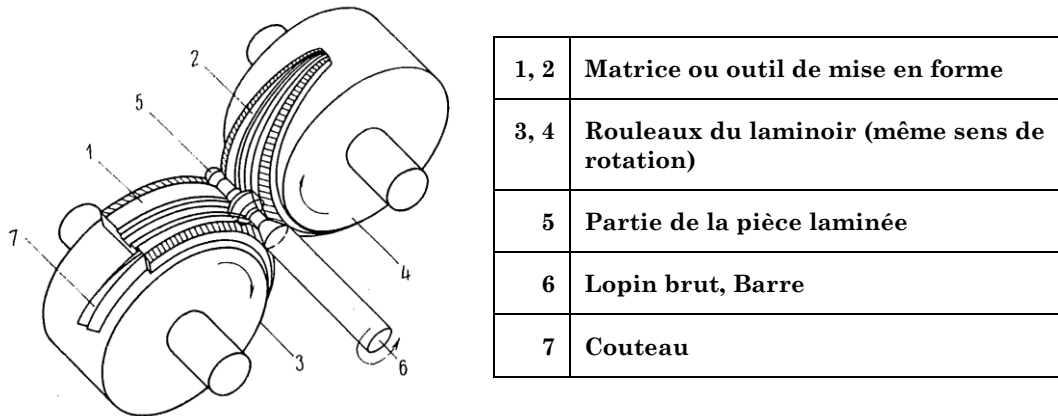


Figure 4 - Schéma de principe d'un laminoir à rouleaux en configuration de laminage transversal [HOL72]

1.1.3 Laminoirs industriels

Il existe de nombreuses versions de laminoirs industriels issus des développements mis en place au fil des années. Le document de Claasen et Al. [CHL95] répertorie les principales caractéristiques associées aux deux configurations retenues industriellement ; le Tableau 3 présente un comparatif des configurations à plaques et à rouleaux.

Laminoir à plaques	Laminoir à rouleaux
<ul style="list-style-type: none"> • Configuration la plus ancienne • Conception et fabrication des matrices plus simple • Haute précision sur les pièces laminées • Plus grand stabilité de l'opération de laminage 	<ul style="list-style-type: none"> • Coût machine plus faible • Cadence de production plus élevée • Nécessité d'employer des machines d'usinage CN spécifiques, coût de fabrication des matrices doublé par rapport à la version à plaques

Tableau 3 - Comparatif des configurations les plus couramment utilisées

La machine présentée sur la Figure 5(a) est un laminoir vertical à plaques fabriqué par le constructeur allemand Bêché & Grohs GmbH dans les années 1990. Cette machine, implantée au Fraunhofer IWU de Chemnitz, permet de laminier des pièces pouvant atteindre 100mm de diamètre pour une longueur de plaque de 1600mm. Une partie importante du bâti est implantée sous le niveau de la dalle principale.

La machine visible sur la Figure 5(b) présente une configuration horizontale construite par la société biélorusse Beltechnologia. Ce constructeur propose une gamme de machines qui permettent une longueur de passe allant de 1250 à 5000mm. Ce laminoir SP4200, d'une puissance de 250kW, est annoncé pour produire 260 pièces/heure.

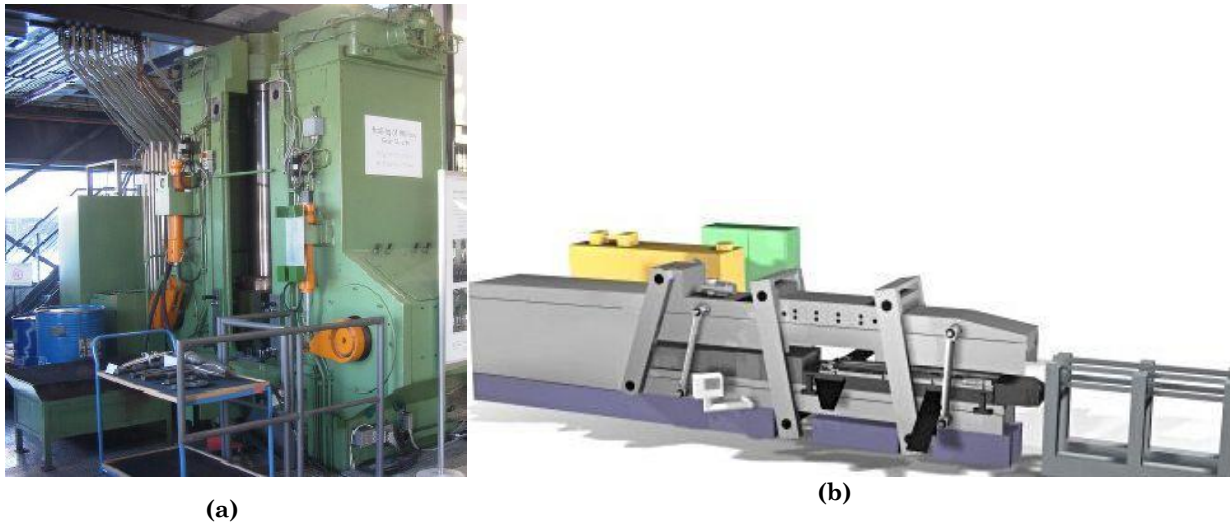


Figure 5 – (a) Laminoir à plaques verticales, Constructeur Bêché (b) Laminoir à plaques horizontales, Constructeur Beltechnolgia

Un laminoir à double rouleaux QW 850-2, monté en tandem est décrit sur la Figure 6(a). Cette installation est décrite par le constructeur allemand SMS EUMUCO dans le document [GOSC06] comme produisant 3600 préformes de bielles par heure dans sa version en tandem. Le diamètre d'un rouleau est de 850mm est sa vitesse de rotation de 15 tr/min (c'est-à-dire 1800 pièces/heure pour un laminoir).

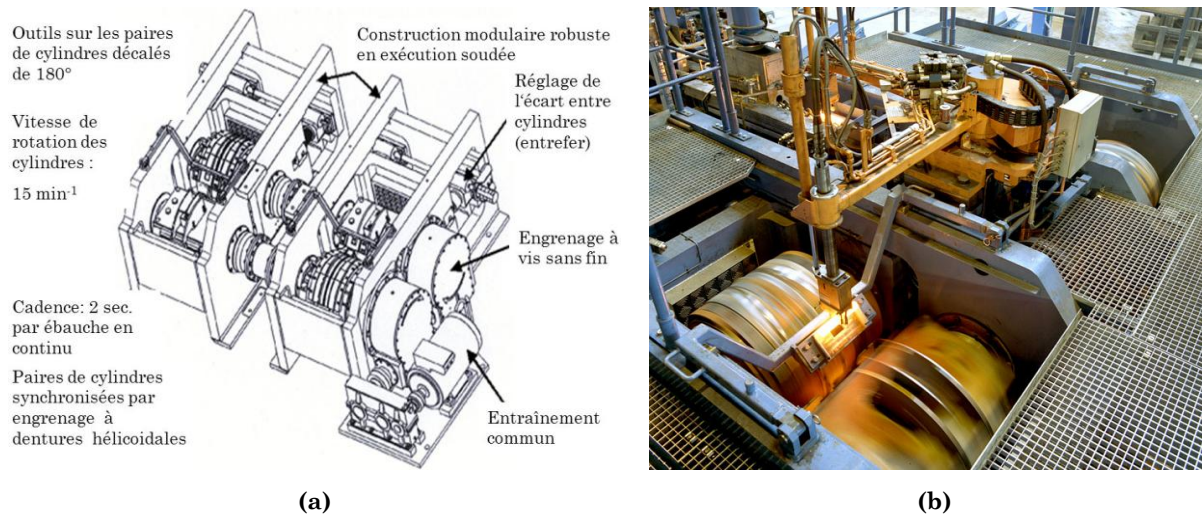


Figure 6 - Laminoir à doubles rouleaux horizontaux, Constructeur SMS EUMUCO, Année 2005 [EUMUCO05]

Le laminoir à double rouleaux visible en Figure 7 est une construction récente de la société LASCO (2006). La version QRW 560/700 (non présentée) est développée sur la base d'un laminoir à retour, elle permet d'être utilisée pour les deux applications (transversal / à retour) selon les besoins industriels.

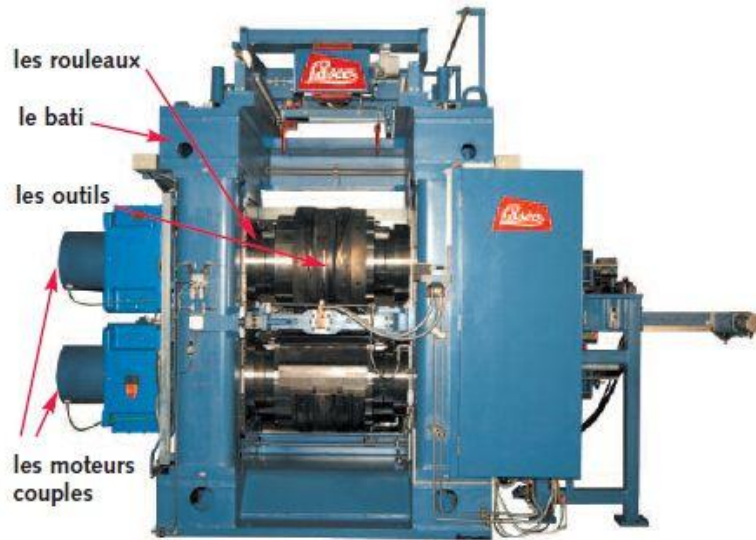


Figure 7 - Laminoir à double rouleaux verticaux, Constructeur LASCO, Année de construction 2006 [HFL06]

1.1.4 Bancs d'essais expérimentaux

Parallèlement aux solutions industrielles, les études de laboratoire ont amené leurs auteurs à concevoir des bancs d'essais plus légers et moins coûteux destinés à réaliser des essais expérimentaux. C'est le cas par exemple du laminoir à rouleaux présenté dans l'article de PATER en 2000 [PAT00] qui permet de laminer des pièces d'un diamètre maximal de 25mm pour une longueur de 120mm. Ce banc est équipé de codeurs et capteurs qui permettent la mesure de la vitesse de rotation des rouleaux et de la pièce, des efforts radiaux ainsi que du couple de laminage. Le moteur entrainant ce banc a une puissance de 4kW. Un schéma de principe est visible sur la Figure 8.

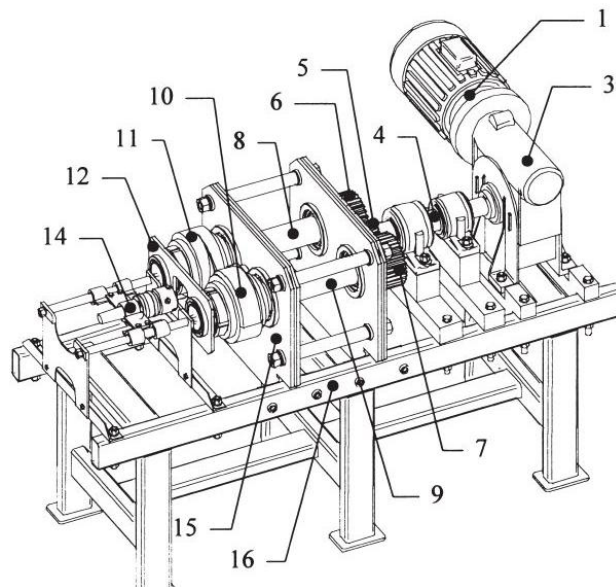


Figure 8 - Banc d'essais de laminoir à rouleaux développé à l'université de Lublin, Pologne [PAT00]

Un autre exemple de banc est celui développé par l'équipe du Pr LOVELL à l'université de Pittsburgh (USA) montré sur la Figure 9. Disposé horizontalement, il est actionné par un groupe hydraulique. Des pièces en acier AISI 1045 (équivalent C45) d'un diamètre de 15mm ou en aluminium AISI 1100 H16 d'un diamètre 25.4mm peuvent être laminées avec de faible taux de réduction.

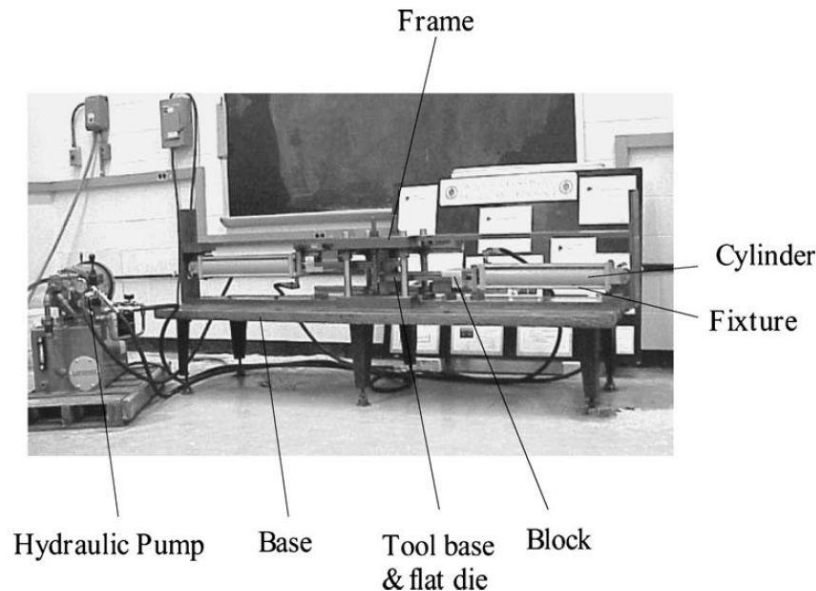


Figure 9 - Banc d'essais de laminage à plaque horizontal développé à l'université de Pittsburgh, USA [LIL08]

1.1.5 Le banc d'essais développé à l'ENSAM de Metz

En 2007, un banc d'essais à plaques disposées verticalement a été développé au sein du Laboratoire Conception Fabrication Commande (LCFC) par des membres de l'association ARTS. Sa conception et sa mise au point ont été réalisées par Anthony PASTORE et Antoine BRAILLY sous la direction du Pr Régis BIGOT. Le banc d'essais dont les caractéristiques sont décrites dans le Tableau 4 a permis d'effectuer des essais expérimentaux avec des lopins de diamètre 22 à 27mm sur divers matériaux et plusieurs types de matrices. La solution du laminage à plaques a été retenue parce qu'elle offre :

- une capacité de réalisation des matrices plus aisées ;
- des possibilités de réglages plus simples ;
- des possibilités de multi matériaux plus nombreuses ;
- l'instrumentation des parties travaillantes plus simple.

BANC D'ESSAIS ENSAM - ARTS	
Effort vertical max.:	30 t
L x l x h:	1250 x 600 x 1000 mm
Course max.:	500mm
Matrice type :	Plaque 220 x 150 Ep. 35 mm
Taille Lopins:	Diam. 15 à 30 mm

Tableau 4 - Principales caractéristiques du banc d'essais développé à l'ENSAM, Metz

Par ailleurs, le choix de concevoir un outillage modulaire pouvant s'adapter sur une presse hydraulique dédiée à des activités d'enseignement et de recherche a permis pour des coûts limités d'atteindre une configuration « semi-industrielle » (voir Figure 10).

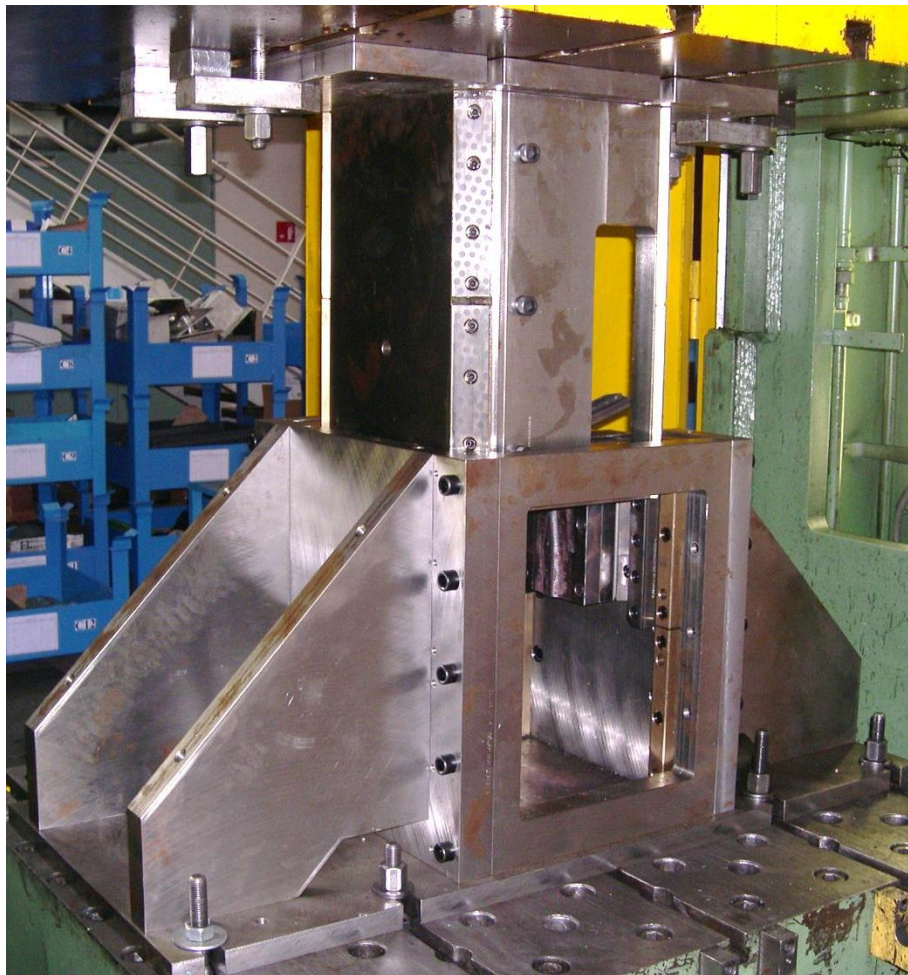


Figure 10 - Vue du banc d'essais de laminage à plaques verticales développé à l'ENSAM, Metz.

Le banc d'essais est constitué de deux ensembles : l'un, en position basse, est fixé sur la table de la presse alors que le second est solidaire du coulisseau. Des glissières garantissent le guidage vertical du bloc mobile supérieur. La matrice « supérieure » est mise en mouvement par la commande du coulisseau de la presse à une vitesse de l'ordre de 20 à 30 mm/s. La matrice « inférieure » reste fixe lors de l'opération de laminage. Le réglage de l'écartement entre matrices

(entrefer) est contrôlé dans une position où l'ensemble mobile est plaqué contre les glissières par une vis en tension. Cette situation permet de s'assurer que l'entrefer ne soit pas trop élevé lorsque le lopin tend à écarter les matrices sous l'effort de mise en forme en cours de laminage.

1.1.6 Pièces obtenues par laminage transversal

Les applications industrielles sont diverses et les niveaux de qualité de pièce sont très variables. L'institut « Physical-Technical Institute of National Academy of Sciences of Belarus » présentent par exemple, des pièces telles que : rotules de direction, éclisses, axes, burins, dents de foreuses, fers à cheval...etc (Figure 11). L'institut « IWU Chemnitz » développe des applications pour l'automobile ou l'aéronautique, comme par exemple des préformes (Figure 12 et Figure 13) et des arbres creux de boîtes vitesses automobile (Figure 14).



Figure 11 - Exemples de pièces obtenues par laminage transversal et éventuellement d'autres opérations ultérieures [PTI Minsk]



Figure 12 - Bielle de direction, préforme obtenue par laminage transversal [IWU Chemnitz]

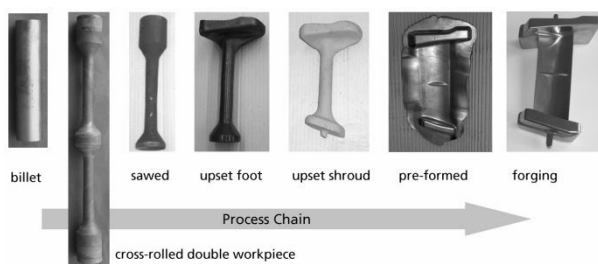


Figure 13 - Préforme d'aube de turbine en TA6V obtenue par laminage transversal [NLSH08b]

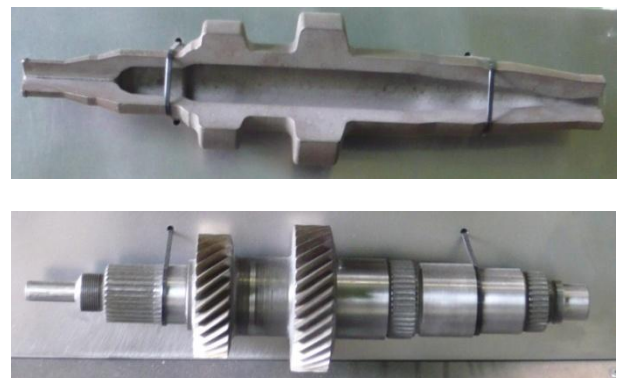


Figure 14 - Arbre creux de boîte de vitesse automobile [IWU Chemnitz]

Bien que l'obtention des pièces intégrant des opérations de mise en forme par laminage transversal se soit fait avec succès, ces applications ne sont actuellement pas industrialisées pour des raisons sans lien avec l'usage du laminage transversal.

1.1.7 Les limites actuelles du procédé

Afin de donner quelques points de repère sur les caractéristiques actuelles des machines et des pièces, des ordres de grandeurs sont présentées dans le Tableau 5.

Grandeur	Valeur	Source
Diamètre des rouleaux [mm]	700, 800, 1000	[LO08]
Longueur des plaques [mm]	1250... 5000	Beltechnologia
Vitesse de rotation des rouleaux [min ⁻¹]	15	Eumuco Lasco
Vitesse tangentielles [mm/s]	400 – 1000 Courant 300 à 500 Max. 1200 mm/s	[LO08] [CHL95]
Temps de cycle moyen [s]	4 – 12	[LO08]
Temps de cycle minimum [s]	4,5	
Diamètres de brut / pièces [mm]	10... 150	Beltechnologia
Tolérance sur les pièces	+/- 0,5mm au diamètre	
Taux de réduction de diamètres [%]	16...58	[CHL95]

Tableau 5 - Ordres de grandeurs concernant les caractéristiques machines et pièces

1.1.8 Etapes du développement du laminage transversal

Une étude détaillée du développement du laminage transversal des années 1960 à 1990 a été publiée par FU et Al. en 1993 [FD93]. Cette étude est reprise et complétée par WANG et Al. en 2005 [WLD05], intégrant notamment les évolutions nouvelles des années 2000. Quelques dates clés sont reprises dans le Tableau 6. Des détails sont repris en annexes sur les premières machines construites par Lebek et Simonds.

1879	August Lebek Berlin, Allemagne	Brevet d'invention N° 10089 portant sur un laminoir à plaques pour la fabrication de pièces de révolutions	[AL1879]
1888	George F. Simonds Fitchburg, Massachuset, USA	Simonds Universal Rolling Machine Machine à plaques verticales, pour la fabrication d'essieux de wagon	[GS1888]
1949	Balin, Union Soviétique	Laminoir à doubles rouleaux hélicoïdaux	[FD93]
1961	Holub, Rép. Tchèque	Brevet 100161 Premier laminoir à rouleaux disposés verticalement	[FD93]

1967	Kaul, Mockel Leipzig, RDA	Brevet de Machine à plaques	[WLD05]
1976	Dietrich, Muller Université technique Dresden, Allemagne	Machine à un rouleau Etude des déformations de pièce	[WLD05]
1980	Rol-Flo Inc.	Laminage à mi-chaud 430-650°C	[FD93]
2004	Müller Weingarten	Brevets DE 43 01 314, DE 44 16 238, DE19818933B4 03.04.2008	
2005	LASCO Développement conjoint avec la société MAHLE BROCKHAUS	QKW800 Laminoir à rouleaux pour la fabrication de préformes	[ERX05]

Tableau 6 - Principales étapes de développement du procédé de laminage transversal

Selon FU et Al., il existait en 1993 environ 200 machines en activité dans 15 pays [FD93], cette information est confirmée par Claasen et Al. [CHL95] en 1995. Essentiellement concentré dans les pays d'Europe de l'est et au Japon dans les années 1970-80, le développement du laminage transversal s'est ensuite étendu à la chine et les auteurs et laboratoires actifs dans ce domaine sont actuellement présents dans la majorité des pays industrialisés. Une carte des principaux acteurs publiant et industriels identifiés au cours de cette thèse est présentée en annexe 8.

1.2 Contexte de notre étude

Cette thèse s'inscrit non seulement dans le contexte économique et industriel actuel qui tend à réduire les coûts d'engagement en matière première, mais également dans un contexte technologique qui vise à tirer profit des évolutions techniques de ces dernières années (matériaux, automatisation, outils numériques...).

1.2.1 Contexte économique et industriel:

A l'échelle mondiale, la production d'acier ne cesse d'augmenter afin de répondre aux besoins croissants de l'industrie. Malgré l'augmentation de la réponse à cette demande en matière première, le cours des matériaux ferreux est à la hausse. En France, l'indice des prix INSEE pour l'acier a augmenté de 30% entre janvier 2004 et janvier 2011 (statistiques et données économiques de la fédération française de l'acier). Ce processus d'augmentation des coûts de matière a un impact de plus en plus prégnant pour les industriels du secteur de la métallurgie. Cette situation a conduit la commission forge et estampage du CETIM à engager des travaux collectifs sur le sujet du rendement matière en général et sur la

réduction des déchets en particulier. Le laminage transversal est un procédé répondant aux critères d'amélioration des préparations d'ébauches car il génère peu de bavures et permet d'obtenir une bonne répartition des volumes. Cette technologie semble donc répondre à la problématique énoncée ; cependant le procédé est plutôt complexe à exploiter et reste jusqu'ici mal connu et peu maîtrisé par les forgerons français. En 2011, la mise en production de série, par un constructeur français, d'une bielle dont l'ébauche est réalisée par laminage transversal est probablement une étape importante quant à la place réservée à ce procédé par les industriels de la forge en France. Dans le cas de la réalisation d'ébauches, le laminage transversal se place en concurrent du laminage à retour, offrant une répartition plus fine de la matière sur des sections circulaires, réduisant encore l'engagement de matière.

1.2.2 Pourquoi le procédé est-il intéressant aujourd'hui?

Au-delà des qualités généralement évoquées pour une pièce de forge telles que la réalisation de pièces monoblocs, l'affinage de taille de grain et l'amélioration des caractéristiques mécaniques par création d'un fibrage, les pièces laminées transversalement présentent un taux de déchets globalement plus faible. Cet avantage supplémentaire, même s'il est jugé plus ou moins élevé selon les auteurs, est ***couramment de l'ordre de 20%***. Sadko et Lorenz en 2000, à propos d'une étude de cas sur un arbre de boîte de vitesse, indiquent obtenir une valorisation massique des pièces laminées conduisant à un gain de matière de 37% et conséquemment à une baisse de coûts de 27% [SALO00a]. Cet ordre de grandeur est considérable dans la mesure où le coût matière atteint souvent 80% du coût de fabrication d'une pièce de forge.

L'obtention de préformes est une opération actuellement obtenue de manière courante par laminage à retour. Cette technique est généralement très bien maîtrisée et les gammes de fabrication intégrant ce procédé bénéficient d'optimisation très poussées en vue de minimiser les pertes de matière. Le laminage transversal s'inscrit donc comme un concurrent sérieux car ***il offre un gain notable en termes de « mise au mille »***. La Figure 15 illustre ce comparatif entre les deux gammes de préformage pour une bielle jumelle.

De plus, la qualité géométrique des ébauches laminées, la diminution du temps de cycle ou la capacité à s'approcher au plus près du diagramme des sections sont des arguments retenus couramment par les promoteurs de cette technologie. Wang et Al. [WLD05] citent les avantages suivants : meilleure productivité, qualité du produit améliorée, faibles émissions acoustiques et vibratoires, automatisation importante induisant des baisses de coûts, diminution de la consommation d'énergie. Ce dernier point est d'autant plus important que la part d'énergie qui était nécessaire pour chauffer les volumes de matière rebutés n'entre plus en ligne de compte. Les auteurs Claasen et Al. [CHL95] ajoutent qu'il n'est nécessaire ni de lubrifier ni de refroidir et confirment le bas niveau de bruit et vibration, ce qui rend le procédé intéressant du point de vue environnemental.

En revanche, le laminage transversal pose encore des difficultés car c'est une technologie peu connue qui nécessite une expérience importante. Parmi les inconvénients, l'apparition de cavités internes par défaut « Mannesmann » est un

écueil relativement courant qui est encore difficilement prédictible. Si le concepteur expérimenté connaît les grandes lignes à suivre pour minimiser le risque de défaut Mannesmann, il ne peut actuellement pas encore s'appuyer suffisamment sur la simulation numérique pour affiner la conception. Le dernier point délicat réside dans la complexité des outillages. Qu'il s'agisse de la conception ou de l'usinage, ces étapes sont plus complexes à réaliser et incidemment plus coûteuses. Les formes tridimensionnelles complexes des outillages nécessitent une bonne maîtrise des opérations d'usinage ; cet aspect est facilité par l'évolution de la technologie CFAO qui permet une grande finesse d'exécution en conformité avec les géométries conçues.

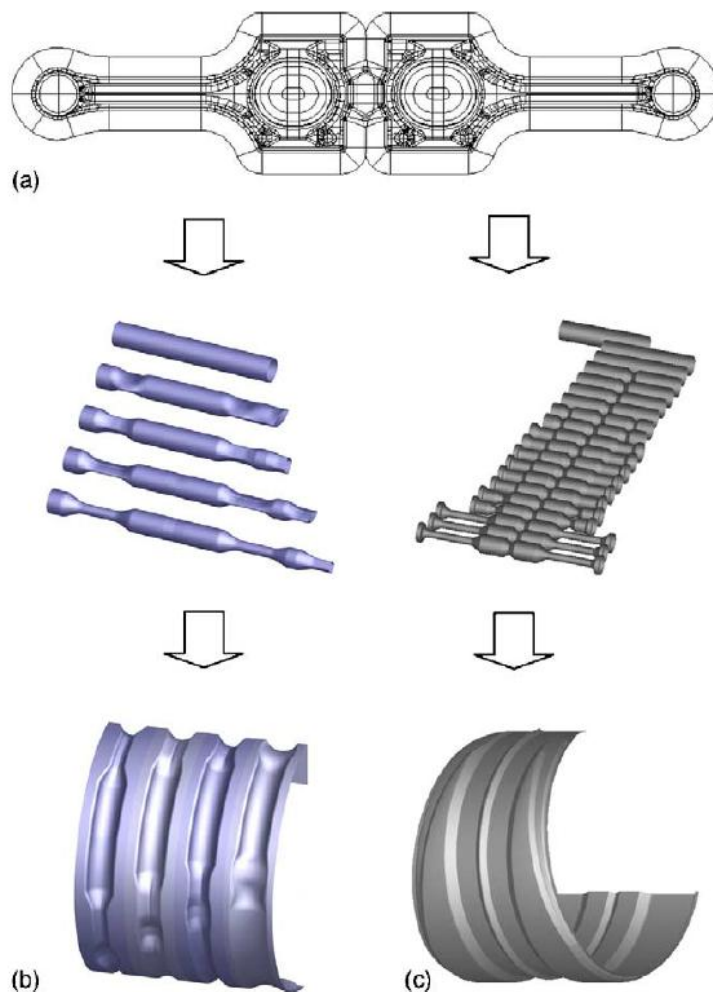


Figure 15 - Exemple comparatif de gammes de préformage par laminage à retour (b) et laminage transversal (c) pour l'obtention d'une bielle jumelle [WAHE04]

1.3 Problématique de notre travail

Le procédé de laminage transversal est plutôt mal maîtrisé, en particulier en France pour les principales raisons suivantes :

- la technologie est plutôt complexe à développer et n'a jamais été utilisée par les entreprises du secteur de la forge;

- la littérature existante est peu accessible et n'est disponible que dans des langues difficiles à traduire techniquement (russe, tchèque, polonais, japonais, chinois...);
- il n'existe pas ou peu d'expériences industrielles positives, et aucun savoir-faire sur cette technologie dans les centres techniques ;
- il existe peu d'études actuelles en recherche et développement ;
- il n'existe pas d'outils d'assistance à la conception d'outillage disponible.

Trois questions principales résument particulièrement notre problématique :

- Comment concevoir un outillage pour obtenir une forme prescrite?
Il s'agit de comprendre le procédé à un degré aussi poussé que possible afin de maîtriser la **conception** d'outillage. Le degré de maîtrise de la conception doit permettre de diminuer les phases de mise au point d'outillage par la méthode classique « essai-erreur ».
- Quels paramètres majeurs pilotent les opérations durant le laminage?
Cette question nous amène à définir l'aspect « **méthodes** » du travail de l'ingénieur. A savoir qu'elle vise à déterminer la configuration et les réglages machines, ainsi que les paramètres favorables à l'obtention d'une pièce de haut niveau de qualité ;
- Quel est le domaine de fonctionnement stable du procédé ?
Ce volet recouvre la partie « **industrialisation** » du procédé. La notion d'industrialisation est très large. Elle recouvre ici, notamment, les aspects liés à l'usure d'outillage sur de grandes séries, l'obtention et le maintien d'un temps de cycle acceptable, l'intégration au sein d'une chaîne de production, la définition de niveaux de défauts acceptables sur les pièces et les tolérances dimensionnelles, le niveau de qualité des nuances matière approvisionnées, la sensibilité à l'opérateur et à l'environnement, etc.

1.3.1 Phénomènes physiques entrant en jeu lors du laminage transversal

Pour bien comprendre la variété des paramètres entrant en ligne de compte, il est nécessaire d'observer en détail les phénomènes physiques intervenant au cours d'un cycle de laminage.

Le début d'un cycle de laminage se fait par la mise en contact d'un lopin cylindrique entre deux matrices ; le **positionnement** est réalisé au moyen d'un dispositif de maintien (chanfrein, gorge ou plaque support) et d'une ou plusieurs butées de réglage. Le lopin se trouve alors en bout d'outil, légèrement en amont de la pointe de chacun des coins de mise en forme du premier segment de matrice. La pointe des coins de mise en forme est orientée en sens opposé l'une de l'autre. Le plus généralement le lopin a été chauffé au préalable afin de faciliter la mise en forme, la contrainte d'écoulement étant alors considérablement abaissée.

La mise en mouvement des matrices permet d'entraîner le lopin en rotation autour de son axe longitudinal. Le **mouvement est transmis par adhérence** du lopin au contact des matrices, l'effort est généré sur la zone de contact pièce/outil de part et d'autre du lopin et crée ainsi un couple d'efforts entraînant la pièce en rotation. Un frottement minimum est donc requis ; cette adhérence est

souvent garantie par des bandes de roulement sur lesquelles des stries perpendiculaires à la direction de déplacement de la pièce ont été réalisées. La texture de surface de l'outillage caractérisée par l'orientation et la profondeur des stries, permet notamment de contrôler l'amplitude du couple à transmettre [MLB11]. Ce contrôle pourtant délicat joue un rôle majeur dans la stabilité du processus de mise en forme et sur la qualité des pièces obtenues [CHL95]. L'influence des **phénomènes tribologiques** qui entrent en jeu au cours du laminage est donc significative.

Dès que les coins de mise en forme pénètrent dans la matière, ils exercent une **déformation plastique** sur le matériau du lopin, le contraignant à s'écouler en partie par compression radiale de la matière, et principalement par extension dans sa direction longitudinale. Cette plastification de la matière est très localisée et son amplitude dépend de la **géométrie des matrices** (angles et longueurs). La zone de contact outil/pièce, qui est relativement petite en regard du volume de matière de la pièce, est le siège de fortes sollicitations normales et tangentielles.

Les **champs de contraintes complexes** qui en découlent dépendent fortement des conditions de contact à l'interface avec les matrices (orientation et texture). Alors que l'adhérence est nécessaire pour l'entraînement en rotation de la pièce dans une direction particulière, il est non moins nécessaire de garantir une possibilité de glissement de la matière pour favoriser l'écoulement longitudinal.

Les **phénomènes thermiques** intervenant pendant le laminage sont également complexes. Ils sont théoriquement de trois ordres : rayonnants, convectifs, conductifs. Les transferts thermiques par conduction interviennent sur la zone de contact pièce/outil. La pièce à chaud étant constamment en roulement sur la matrice « froide », la surface d'échange est renouvelée de manière permanente contribuant à l'écoulement d'un flux de chaleur conductifs de la pièce vers les outillages. Le refroidissement de surface de la pièce contribue à modifier les propriétés du matériau localement sur sa zone de contact. En revanche, l'outillage voit passer les pièces et s'échauffe ainsi de manière fugace et cyclique.

La mise en forme s'opère par conséquent par application de déformations en surface de pièce qui sont ensuite propagées vers l'intérieur, contribuant à obtenir de fort taux de déformation dans certaines zones de pièce (compression, extension, cisaillement) alors que par ailleurs d'autres volumes de matière n'auront été que déplacés (translation, rotation). La **structure métallurgique** évolue également par le fait que le travail à chaud de la matière et l'application de déformations plastiques répétées vont engendrer des effets tels que la réduction de taille de grain, la formation d'un fibrage, l'**endommagement** éventuel en cœur de pièce, une éventuelle fatigue oligocyclique...etc.

La description détaillée de ces phénomènes et leurs interactions est requise afin de lister les paramètres intervenant dans le procédé mais également afin de *recenser les lois* qui peuvent être adoptées pour décrire un modèle du laminage transversal. La liste des principaux paramètres employés est disponible en annexe 2. Le Tableau 7 regroupe différents thèmes de recherche identifiés comme perspectives de recherche actuelles en laminage transversal.

Thèmes de recherche	Intention, résultats attendu
Déformation plastique	
Mesure d'efforts	Estimer la criticité d'une opération de laminage Servir d'indicateur en phase de conception Calculer de la puissance de déformation plastique Alimenter une base de données en simulation
Mesure de vitesse	Calculer la puissance de déformation plastique Calculer les vitesses de déformation
Calcul de Contraintes & déformations	Connaître les zones les plus sollicitées Améliorer la prévision en conception outillage (flux de matière) Supporter la mise en place d'un critère d'endommagement
Paramètres de loi de comportement	Affiner la simulation numérique
Tribologie	
Mesure de coefficient de frottement	Affiner les résultats des modèles numériques. Connaître la valeur des coefficients de frottement la plus favorable pour un couple de matériaux outil/pièce, à une vitesse donnée, à une température donnée.
Etat de surface adapté au roulement? Au glissement ?	Connaître les conditions qui garantissent le roulement par adhérence, le glissement
Vérifier la nécessité ou non d'une lubrification	Protection contre usure d'outillage / refroidissement
Connaître la dureté minimum de l'outillage	Donner des informations pour la conception outillage Améliorer la tenue en service des outillages
Métallurgie	
Microstructure du matériau (taille de grain, phases, fibrage...)	Connaître la structure interne après mise en forme
Propriétés de la pièce en fin de laminage (essai de traction, ténacité, dureté...)	Connaître les caractéristiques mécaniques de la pièce
Endommagement	
Identifier et classer les défauts	Acquérir une expérience en matière de détection de défaut en lien avec des paramètres retenus pour la mise en forme Etablir un catalogue de défauts et les solutions possibles
Comment caractériser les défauts ?	Sélectionner les méthodes de CND adapté aux défauts rencontrés
Recherche d'un critère d'endommagement	Affiner les résultats de simulation numérique Détecter l'apparition potentielle de cavités en phase de conception
Mesure de contraintes résiduelles	Estimer les risques de déformation de pièces en usinage ou en service
Transferts thermiques	
Température du lopin	Maîtriser la métallurgie et les grandeurs mécaniques de la pièce
Coeff. Ech. thermiques	Connaître l'évolution des températures d'outil et de pièce au cours du laminage
Géométrie d'outil	
Formes, angles, rayon de raccordement et distances des coins sur l'outillage	Définir la géométrie d'outillage pour une géométrie de pièce prescrite

Tableau 7 - Thèmes de recherche identifiés comme « actuels » en laminage transversal

1.3.2 Configurations abordées dans ce manuscrit

Les configurations possibles en laminage transversal sont très variables du fait des types de machine et des spécificités matériaux. Les possibilités de développement offertes sont nombreuses et la littérature technique ne donne pas de détails sur les applications industrielles. Les configurations partiellement explorées dans le cadre de cette thèse sont décrites dans le Tableau 8.

Température de Laminage	A froid, à mi-chaud, à chaud
Configuration du laminoir	A plaques, à doubles rouleaux , autres (voir Figure 2)
Pièces	Pleines , creuses
Matériaux	Acier , Aluminium, Titane , Base Cuivre , Autres
Nuances	C17 , AISI1045, 20CrMo5, 25CrMo4 , 38MnSiV5 , C70S6 , TA6V , CuAl10Ni5Fe4 , Inc718...

Tableau 8 - Résumé des configurations traitées (en gras) dans le cadre de cette thèse

1.3.3 Cas d'études et pièces fabriquées

Durant ce travail de thèse des pièces de type « préformes » ont été étudiées et réalisées. Se basant sur le cas d'étude le plus largement rencontré dans la littérature, l'essai élémentaire consistant à fabriquer une préforme avec « réduction de diamètre simple » a été développé sur le banc d'essai disponible à l'ENSAM. Cette préforme, également appelée « haltère », est définie par la vue extraite du plan de définition visible sur la Figure 16.

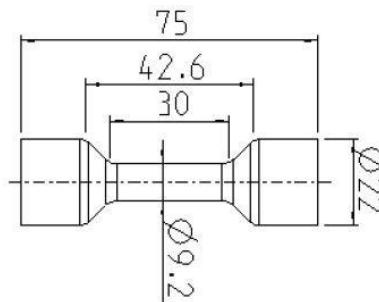
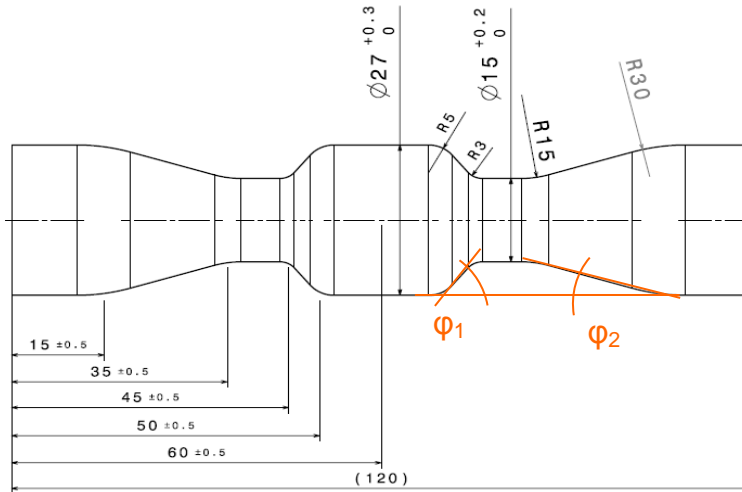


Figure 16 - Préforme "haltère" selon plan TH0001-9004

Dans le cadre de l'extension des recherches menées sur la préforme haltère et en vue de conforter les approches développées pour la conception d'outillage, un second cas d'étude de préforme a été utilisé. La préforme « balustre » comporte une double réduction de diamètre. Chaque réduction est répartie de part et d'autre d'un plan de symétrie central. Le profil de la gorge engendrée lors du laminage transversal n'est quant à lui pas symétrique. Les angles de pentes sont choisis afin de se situer en limite supérieures et inférieures habituellement conseillées pour l'angle de formage α du coin de mise en forme (voir Figure 17).



Diamètre Initial :

$$d_0 = 27\text{mm}$$

Diamètre après réduction :

$$d = 15\text{mm}$$

Taux de réduction :

$$\varepsilon_d = (d_0 - d) / d_0$$

$$\varepsilon_d = 44,4\%$$

Angles :

$$\varphi_1 = 50,2^\circ$$

$$\varphi_2 = 16,7^\circ$$

Figure 17 - Préforme "balustre" selon plan TH0001-9026-01-600T-P000

Deux autres pièces ont été étudiées grâce aux laminoirs et outillages disponibles à l'institut Fraunhofer des machines-outils et techniques de mise en forme (IWU) implanté à Chemnitz en Allemagne. La collaboration durant cette thèse a permis plusieurs campagnes d'essais. Quelques essais ont été menés sur une géométrie élémentaire de type « haltère » sur des lopins de 50mm de diamètre initial pour des taux de réduction de diamètre de 35 et 50%. Des essais plus conséquents autour de la mise au point d'un outillage de « préformes de bielle » sur laminoir à double rouleaux ont été effectués à plusieurs reprises pour mieux comprendre les questions de développement de matrices en configuration industrielle. Toutes ces préformes sont visibles sur la Figure 18.



Haltère (9004) $D_0 = 22\text{mm}$
Acier C17

Balustre (9026) $D_0 = 27\text{mm}$
Acier C17

Haltère (90XX) $D_0 = 50\text{mm}$
Acier C70S6

Préforme de bielle (9023) $D_0 = 38\text{mm}$
Acier C70S6

Figure 18 - Aperçu des préformes étudiées dans le cadre de cette thèse

Le Tableau 9 répertorie les différentes pièces qui ont été fabriquées dans le cadre de cette thèse en configurations *expérimentales*. Les configurations étudiées via la *simulation numérique* sont rassemblées dans le Tableau 10.

Pièces	Matériaux	Machines	Principales grandeurs mesurées	Chapitre
Haltère 9004	C17	Banc d'essais à plaques ENSAM	Influence de la température de lopin, domaine de forgeabilité	3.3.2.4
	TA6V CuAl10NiFe4		Instabilité de roulement/glissement Mesure de pression de contact inclinée, perpendiculaire	2.5.2.1 2.7.3 2.7.5
Balustre 9026	C17		Influence du matériau (rhéologie et tribologie) Influence de la température de lopin, domaine de forgeabilité Mesure de pression de contact	2.7.7.1 2.7.7.2
Préforme de Bielle 9023	C70S6	Laminoir à rouleaux RBQ 1000 (WU Chemnitz)	Influence de la texture de surface outillage Déformations angulaires des pièces	3.3.2.2
	25CD4 38MnSiV5 CuAl10NiFe4		Mise au point général de l'outillage (réglage de butée, entrefer, positionnement pièce, guidage par règles, rayons d'arêtes, texture de surface matrice, profil de coins... etc.) Déformations angulaires des pièces	2.5.2.2 3.3.1.2 3.3.2.5 3.4.2
			Influence du matériau durant le laminage (rhéologie et tribologie)	3.4.2.4
Haltère 90XX	C70S6	Laminoir à plaques RBQ 100/1600 (WU Chemnitz)	Influence du matériau Influence du taux de réduction Influence de la vitesse de matrice (vitesse de déformation dans la pièce) Influence de la température de lopin	3.5.2 3.5.3 3.5.4 3.5.5
	38MnSiV5		Influence de la température de lopin, Influence du matériau	3.5.2

Tableau 9 - Inventaire des pièces fabriquées dans le cadre de cette thèse [THESE]

Pièces	Matériaux	Configurations testées	Résultats inclus dans ce manuscrit	Chapitre
Haltère (9004)	C17	Influence du pas de temps	OUI	2.9.3 Annexe 7
		Influence de la taille de maille, boîte de remaillage	NON	
		Influence du maillage surface de matrice	NON	
		Influence de la géométrie d'outillage (angles α et β)	NON	
		Influence de la loi de frottement et du calage des paramètres de cette loi	OUI	
		Influence de zone d'entraînement en surface de matrice	OUI	
		Influence des échanges thermique	NON	
		Modélisation de la mesure de pression de contact	OUI	
Balustre (9026)	C17	Influence de la loi de comportement matériau	Non présenté	
		Influence de la loi de frottement et du calage des paramètres de cette loi		
		Simulation comme support en démarche de conception		
Préforme de Bielle (9023)	C70S6	Influence de la loi de frottement et du calage des paramètres de cette loi	OUI	4.3.2
		Influence des zones d'entraînement sur la matrice en lien avec les déformations angulaires	OUI	
		Mise en données avec matrices planes rigides sans règles de guidage	OUI	
			Non présenté	

Tableau 10 – Inventaires des pièces et configurations étudiées en simulation numérique

Chapitre 2

Etude du contact Pièce-Matrice

Résumé: Le rôle majeur du contact pièce-outil est étudié en détail dans ce chapitre. Dans un premier temps, la description de la géométrie et les conventions de paramétrage des coins de matrices sont précisés. Dans un second temps, les états de déformation et de contrainte sont passés en revue afin de mettre en évidence le rôle prépondérant des zones de contact dans la transmission des efforts de mise en forme. L'évolution de la géométrie de pièce est abordée afin de compléter cette approche. Ensuite, les conditions d'adhérence spécifiques sont particulièrement détaillées car elles sont incontournables pour ce procédé. Le bilan des expressions relatives au calcul d'effort est alors dressé en vue d'introduire la mesure de pression de contact. Cette dernière a fait l'objet d'investigations expérimentales développées. Le principe des mesures et les résultats de plusieurs séries d'essais sont présentés pour un acier C17, un alliage TA6V et un alliage base cuivre CuAl10Ni5Fe4. Ces données constituent un point de comparaison avec les simulations numériques. Enfin l'équilibre entre puissance de plastification et la puissance de frottement est analysé.

Les conditions du contact pièce-outil sont, d'une manière générale en mise en forme, fondamentales pour déterminer l'écoulement de la matière. Dans le cas du laminage transversal, les études publiées portent essentiellement sur la géométrie de la zone de contact [PEZH10], sur les modèles de calcul pour définir l'allure et l'amplitude des efforts résultants et sur la valeur critique de coefficients de frottement de Coulomb [HAY79], [LIL05].

Il n'y a pas de résultat publié, à notre connaissance, sur les caractéristiques des textures de surface. De plus, peu d'études fournissent des valeurs de pression de contact à l'interface pièce-outil alors que les modèles de calcul d'effort s'appuient sur ce paramètre. Ces deux questions ont été abordées dans le cadre de la thèse.

Connaître les conditions du contact pièce-outil doit permettre également de développer un modèle d'endommagement adapté à ce procédé. Pour cela il est nécessaire de connaître les champs de contraintes internes au sein de la pièce. La mécanique du contact fournit des modèles « classiques » liant la géométrie de la surface de contact et les contraintes locales sur cette surface par différents modèles de frottement. Mieux connaître les conditions d'apparition de défauts internes implique par conséquent de répondre aux questions suivantes :

- Existe-t-il un **modèle analytique de calcul des efforts** résultants sur la pièce ?
- Quelle est la **forme de la zone de contact pièce-matrice** en fonction de la géométrie des coins de mise en forme ?
- Est-ce qu'un **modèle de frottement** décrit aujourd'hui de manière pertinente ce qui se passe à l'interface ? Si oui, quelles valeurs doivent prendre les paramètres de ce modèle ?
- Quelles sont les valeurs **normales et tangentielles des contraintes locales** en fonction des autres paramètres du procédé (matériaux en présence, condition de contact, rugosité, texture, température de contact...) ?

2.1 Convention et définition de la géométrie des outillages

Une matrice de laminage transversal possède globalement un ou plusieurs coin(s) de mise en forme dont la complexité et le raffinement peuvent être très développés. Les angles, longueurs et rayons sont multiples. Ces paramètres géométriques sont définis par des recommandations et optimisés selon l'endroit où ils se situent les uns par rapport aux autres le long de la course de mise en forme.

2.1.1 Coin élémentaire : « simple » réduction de diamètre

Le coin opérant une réduction de diamètre « simple » est un cas très courant en laminage transversal. Il s'agit dans ce cas, de réaliser le repoussage de matière pour atteindre un diamètre inférieur au diamètre initial sur une largeur donnée, ce qui conduit à réaliser une pièce de type « haltère ». Ce coin est symétrique et possède des **faces** auxquelles sont associés les **angles** définis sur la Figure 19: l'angle de mise en forme α (alpha) et l'angle d'étirement β (bêta). L'angle de pente γ (gamma) caractérisant l'inclinaison de l'arête du coin dans sa phase de pénétration se déduit de α et β .

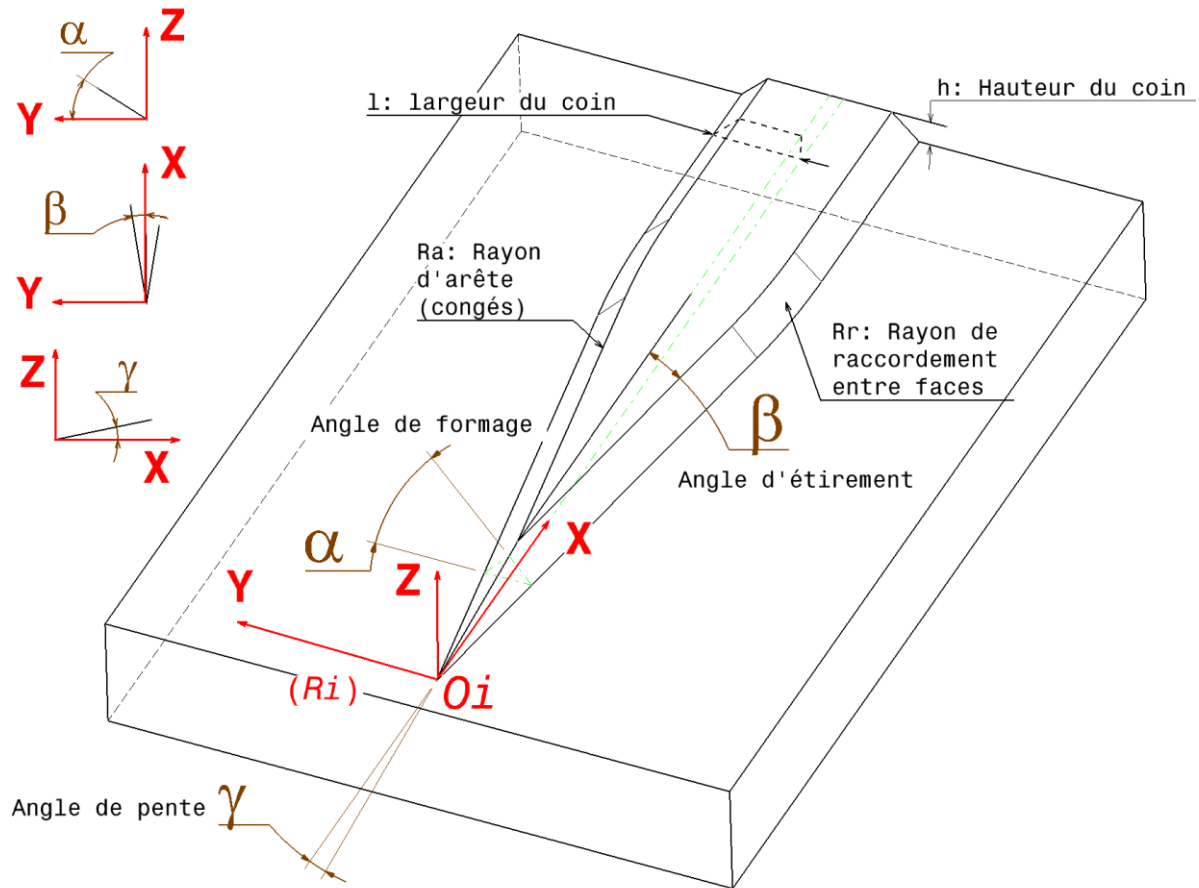


Figure 19 - Définition des angles remarquables sur une face du coin « simple » réduction de diamètre, préforme de type haltère.

Un **repère local** (R_i) est associé au coin et possède une origine (O_i) ainsi que trois axes :

Axe x : orienté dans le sens de la course de laminage (direction tangentielle). Le lopin est positionné en $x = 0$ et parcourt ensuite l'outillage dans le sens des valeurs croissantes de x .

Axe y : dirigé de droite à gauche (direction axiale ou longitudinale du lopin), cet axe permet de définir la largeur des profils et les points correspondant à l'élongation de la pièce.

Axe z : dirigé perpendiculairement au plan de roulement (direction radiale), cet axe permet de définir l'altitude du point considéré sur le coin de mise en forme.

D'autres paramètres tels que la hauteur du coin (h), la largeur (l), les rayons d'arêtes R_a ou plus généralement des rayons de raccordements R_r servent également à définir avec précision la géométrie du coin.

2.1.2 Description étendue du coin élémentaire

Le **coin élémentaire** de mise en forme (kk) peut être défini le long de sa course de laminage par des sections perpendiculaires à l'axe X . Chacune de ces sections est appelée « **profil intermédiaire** » (jj) à chaque début/fin de zone de mise en forme. Entre ces profils intermédiaires certains paramètres géométriques sont

constants alors que d'autres varient, c'est ce qui caractérise le rôle d'une zone de mise en forme par rapport à ses voisines. Chaque profil intermédiaire peut être décomposé en éléments géométriques simples tels que des segments ou des rayons, des **points remarquables** (ii) et des angles. La Figure 20 propose une définition géométrique du coin de mise en forme élémentaire.

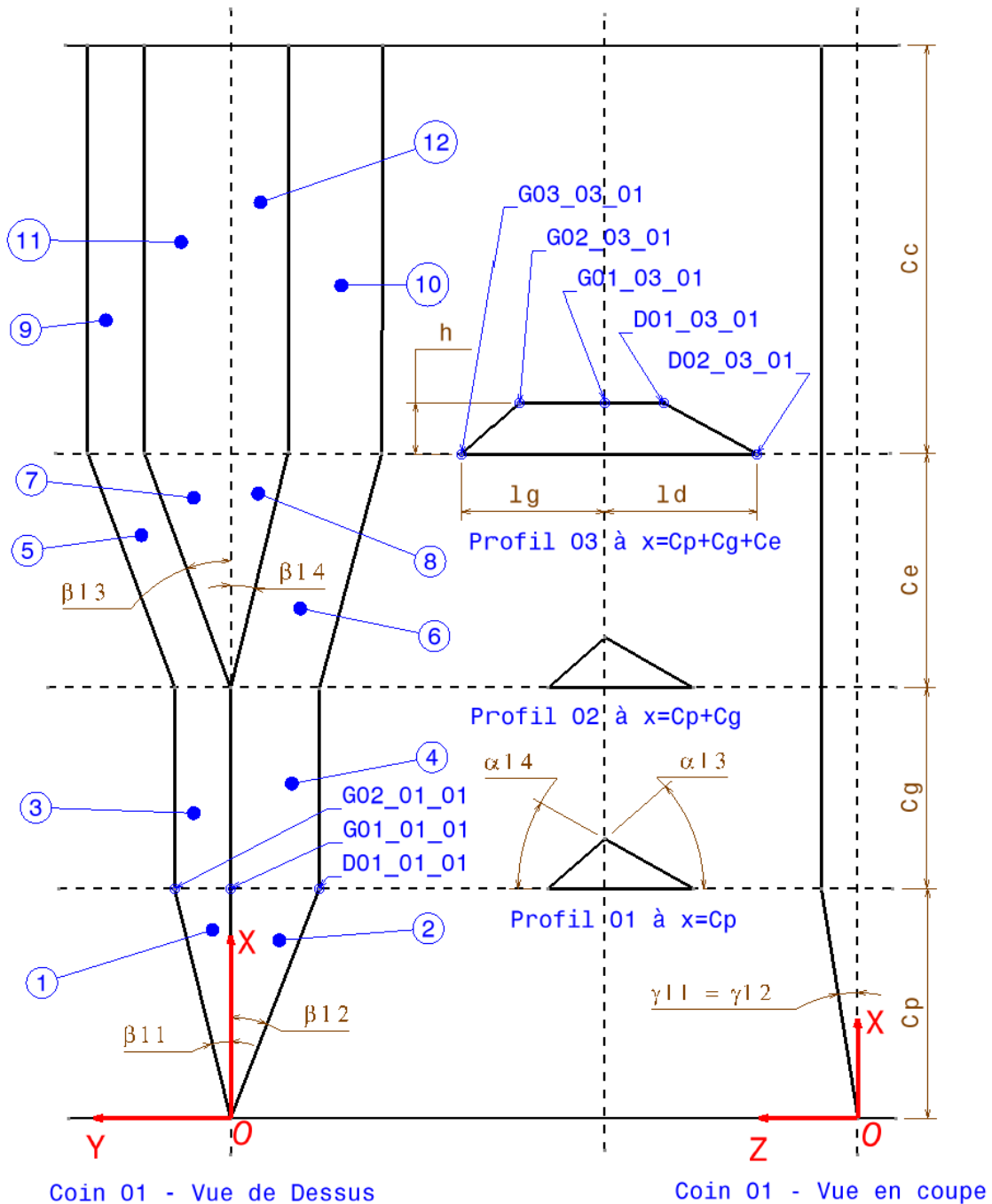


Figure 20 - Définition géométrique du coin de mise en forme élémentaire (kk=01)

Sur cette figure, les faces, les angles, et les profils sont numérotés afin de faciliter l'automatisation de la conception. Les points remarquables adoptent la nomenclature définie sur la Figure 21. Par ailleurs chaque **course** correspondant

à chaque zone de mise en forme est nommée. Ces **courses** sont habituellement définies dans la littérature [WEP92], [DLT98] pour chaque coin élémentaire selon la convention reportée dans le Tableau 11.

Zone de mise en forme	Pénétration	Guidage	Etirement	Calibrage
Course pour le coin kk	Cp_kk	Cg_kk	Ce_kk	Ca_kk
Angle de mise en forme (α)	≠ 0	≠ 0	≠ 0	≠ 0 Constant
Angle d'étirement (β)	≠ 0	= 0	≠ 0 Constant	= 0
Angle de pente (γ)	≠ 0	= 0	= 0	= 0
Largeur (l)	Variable	Constante	Variable	Constante (ld, lg)

Tableau 11 - Détails remarquables des paramètres associés à chaque zone de mise en forme [THESE]

2.1.3 Repérage de points remarquables sur un profil du coin

Les points remarquables sont des points de coordonnées (x, y, z) qui permettent de réaliser la projection des surfaces de mise en forme sur un logiciel de CAO. Ces points servent à définir chaque face du coin et également chaque trait de construction comme l'indique un exemple sur la Figure 21. Le point G08, centre du cercle de rayon d'arête Rag1 doit être connu pour la projection CAO, il est donc nécessaire de le définir et de le calculer.

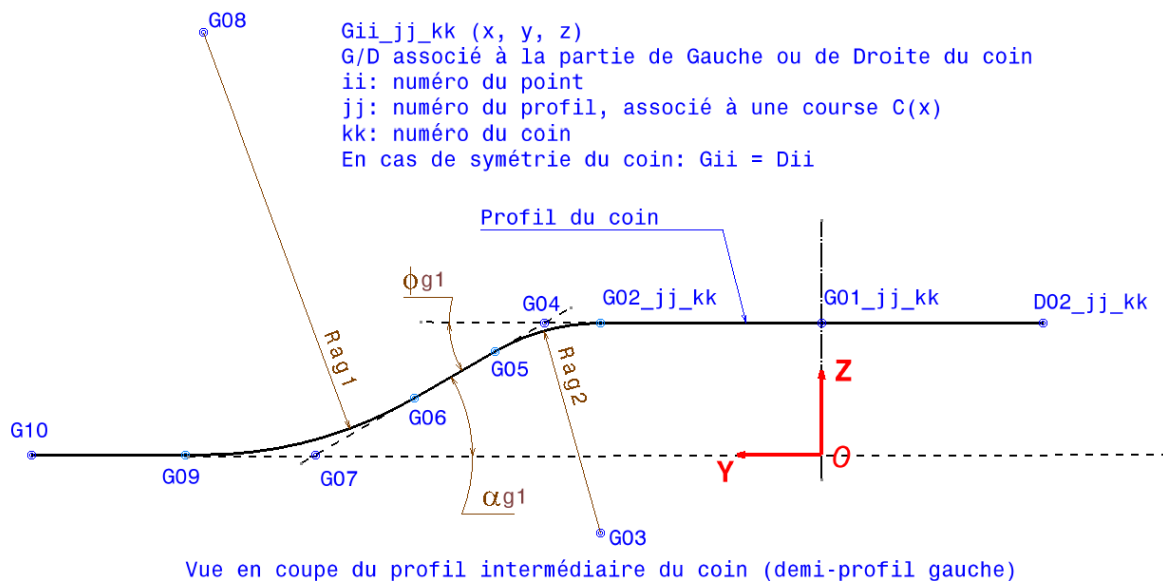


Figure 21 - Exemple de profil intermédiaire et numérotation des points remarquables

Dans le cas de la Figure 21, les points G01, G04, G07 et G10 sont premièrement définis car ils permettent de définir le profil sans ses rayons d'arêtes. Ensuite des rayons sont choisis en rapport avec les règles de conception (Chapitre 4). La définition des coordonnées des autres points se déduit par l'application de règles classiques de géométrie. La connaissance de chaque point remarquable permet notamment d'écrire les relations mathématiques nécessaires pour déterminer les nouveaux points inconnus et éventuellement réaliser une optimisation s'il existe un besoin d'arbitrage entre certaines spécifications trop contraignantes.

Adopter la convention de numérotation des points telle qu'elle est proposée sur la Figure 21 permet de bénéficier des avantages suivants :

- Identification claire de chaque point remarquable de la géométrie de matrice ;
- Positionnement simple et rapide du point grâce à son indice ;
- Permettre le déplacement ou l'insertion de nouveaux points intermédiaires sans contraindre à une renumérotation ;
- Modifier une course C(x) ne contraint pas à changer le numéro de profil. De nouveaux profils intermédiaires peuvent être insérés sans altérer la numérotation définie auparavant.

Points	Coordonnée en X	Coordonnée en Y	Coordonnée en Z
G01	Course C(x) du profil jj	0	Hauteur du coin
G04		Largeur Gauche 1 $lg1 = 2. x. \tan \beta - 2 a / \tan \alpha$	Hauteur du coin
G07		Largeur Gauche 2 $lg2 = 2. x. \tan \beta$	0
G10		Largeur Gauche 3 Définie par la largeur disponible pour le passage de pièce	0
G03		Intersection des parallèles distantes de Rag2 des droites (G01G04) et (G04G07)	
G08		Intersection des parallèles distantes de Rag1 des droites (G04G07) et (G07G10)	
G02, G05, G06, G09		Lieu d'intersection des cercles primitifs de rayons Rag1 et Rag2 avec les droites (G01G04), (G04G07) et (G07G10).	

Tableau 12 - Exemple de calcul des coordonnées de points remarquables

2.1.4 Etude à l'échelle d'une matrice

Pour des raisons de simplification l'étude des outillages est généralement réalisée sur une matrice plane (configuration à plaque). Les relations de passage d'une matrice plane à une matrice curviligne seront étudiées au chapitre 2.1.6.

Un **repère global orthonormé** (R_m) est associé à la matrice, il adopte le point de vue « vu de la pièce » ; il est défini afin de localiser les repères locaux associés à chaque nouveau coin élémentaire (Figure 22). Afin d'étudier précisément les coins de mise en forme d'une matrice, il est proposé de décomposer chaque coin aussi complexe soit-il, en une combinaison (série ou parallèle) de coins élémentaires dont la géométrie « type » est paramétrée selon ce qui est défini précédemment. Ces coins élémentaires peuvent être symétriques ou non ; ils peuvent également se présenter sous la forme de « demi-coins ». Le cas présenté sur la Figure 22 est celui d'une matrice équipée de deux coins élémentaires, chacun opère la mise en forme d'une gorge dans la pièce laminée.

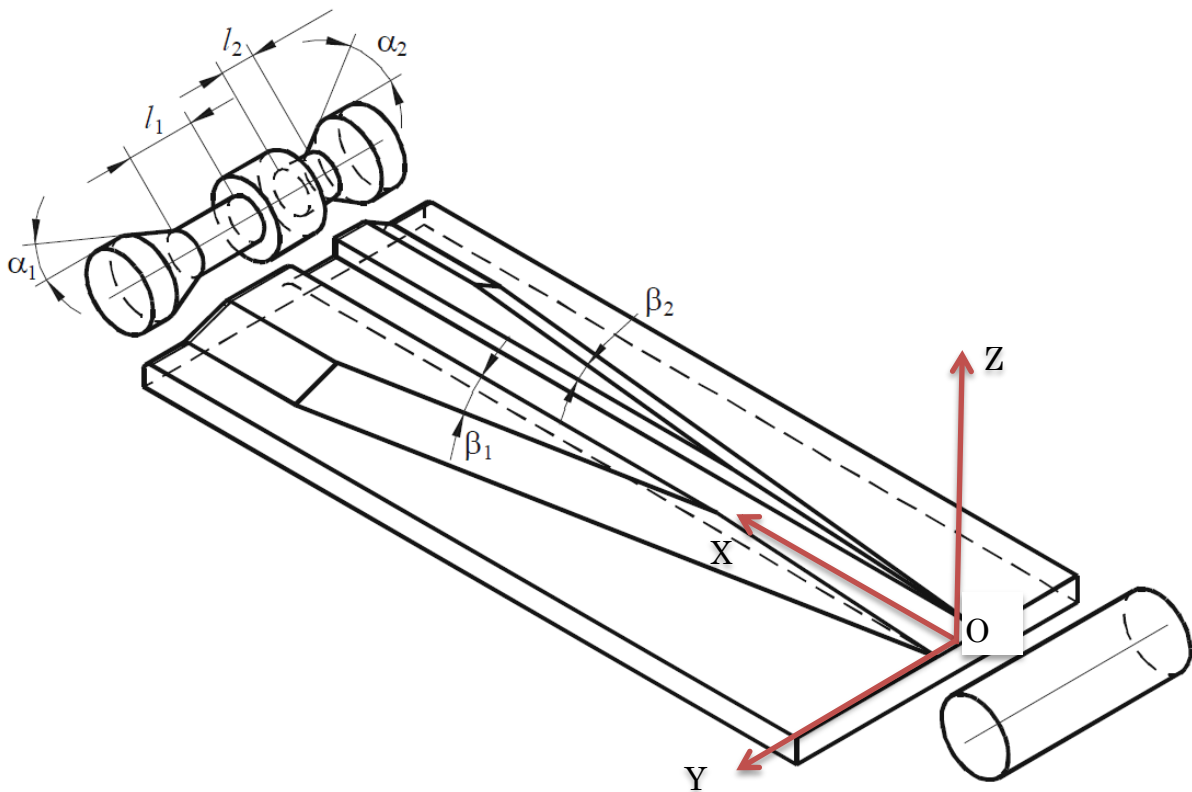


Figure 22 - Exemple de matrice à deux coins, tiré de [PAT09]

Par convention, chaque réduction de diamètre correspond à une gorge formée sur la pièce ; chaque réduction est réalisée via un seul coin, appelé coin élémentaire de mise en forme.

2.1.5 Résumé sur le paramétrage d'une matrice

Les paragraphes précédents introduisent successivement les notions nécessaires pour l'étude des outillages de laminage transversal. Afin d'offrir une vision d'ensemble sur les différents niveaux de description des géométries, la Figure 23 reprend tous les paramètres et vocabulaires introduits précédemment.

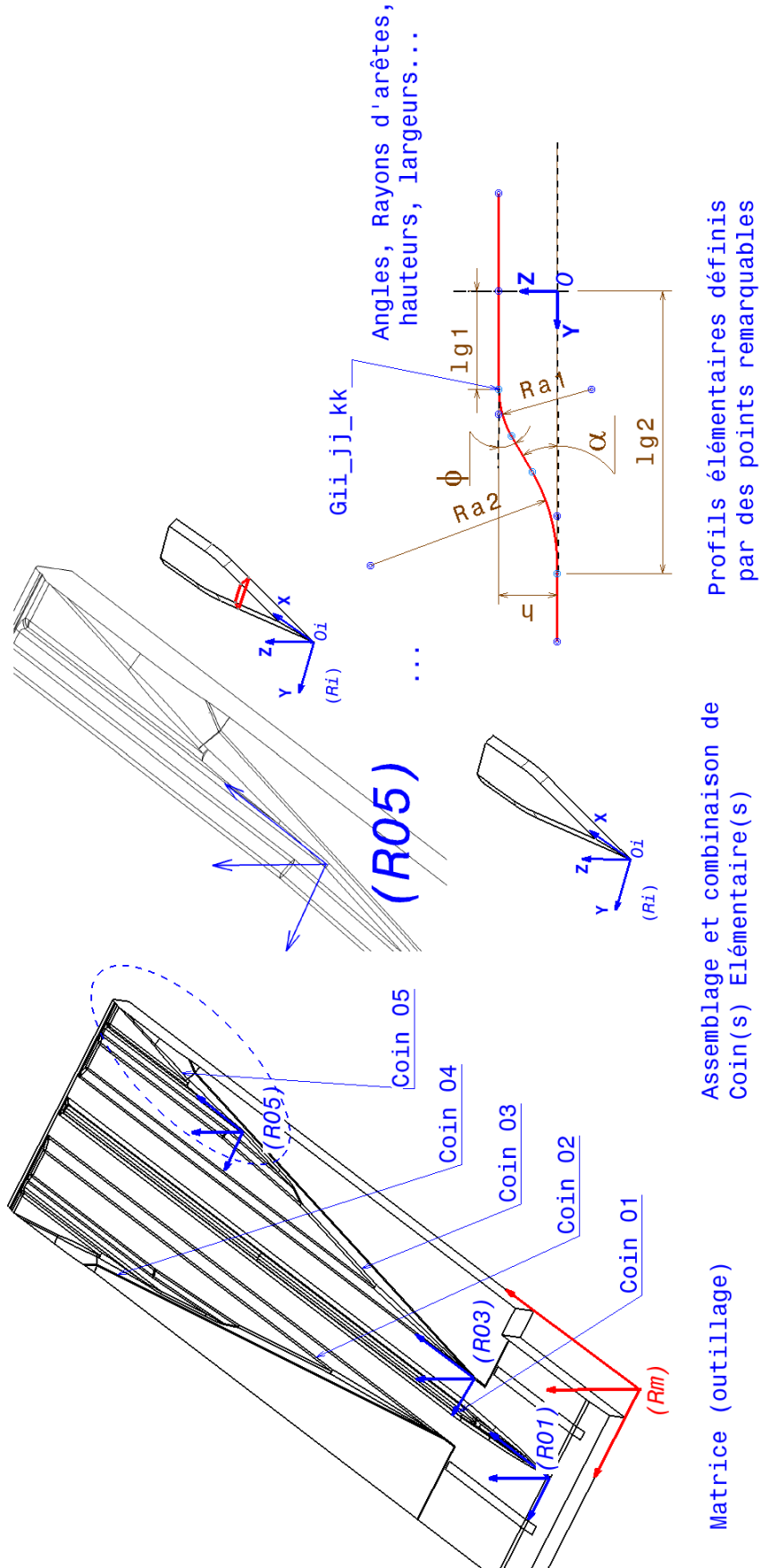


Figure 23 - Vue d'ensemble des niveaux de description d'une géométrie de matrice (9023)

L'étude d'une matrice de mise en forme passe par conséquent par la définition d'un repère global associé à la matrice et la décomposition du coin global en coins élémentaires. Il existe donc principalement trois niveaux de description :

- Matrice (Repère global)
- Coin élémentaire (Repères local)
- Profils intermédiaires (Courses)

Les grandeurs géométriques utilisées sont essentiellement : Courses, Largeurs, Hauteurs, Angles, Coordonnées de points remarquables, Rayons d'arêtes.

Il est nécessaire de préciser que jusqu'ici les faces de mises en forme ont été considérées planes pour des raisons de simplification. L'introduction de surfaces gauches n'est pas à exclure, même si l'utilisation de tels outils est alors beaucoup moins aisée. Dans le cadre de cette thèse, le logiciel de projection tridimensionnelle CATIA V5R18 a permis d'introduire des surfaces dont l'angle de formage varie linéairement en fonction de la course, ce qui rend la définition des surfaces de mise en forme beaucoup plus complexe.

Par ailleurs l'introduction de rayons d'arêtes entre faces élémentaires peut rapidement être une opération délicate, de surcroît si le cas étudié intègre la jonction de plusieurs plans en un même point. Ces difficultés conduisent généralement à l'utilisation d'un logiciel et à des opérations conséquentes de vérification de la continuité des surfaces jointes.

2.1.6 Passage d'une matrice plane à une matrice curviligne

La conception d'outillage passe généralement par l'étude de coins de mise en forme sur matrice plane. L'opération qui consiste à passer d'un outillage plan à un outillage courbe est ensuite appliquée. Cette technique est abordée dans l'article d'Umbach et al. [UPL95] qui indique les relations mathématiques utilisées pour cette transformation dont la Figure 24 et le Tableau 13 sont extraits.

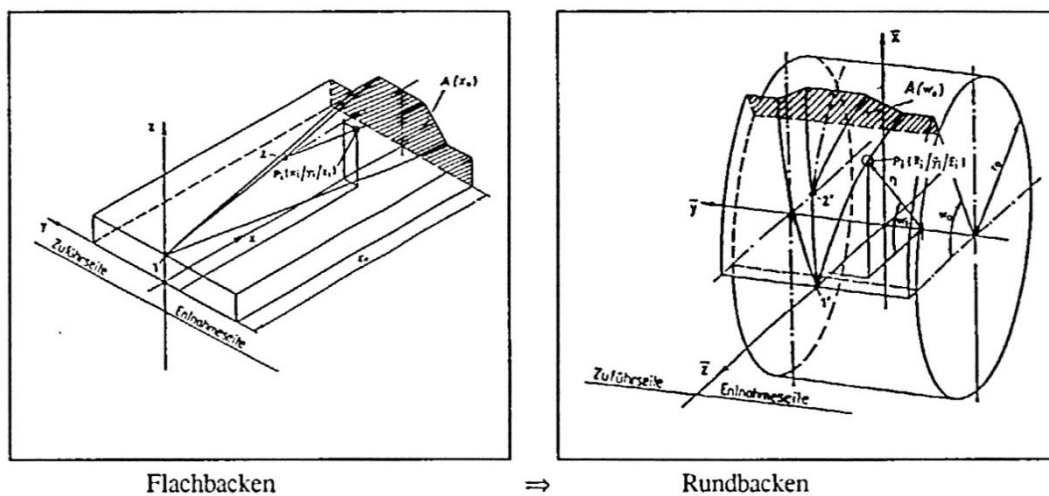


Figure 24 - Schéma de principe pour le passage d'un outillage plan à un outillage courbe [UPL95]

Plaque	Rouleau
x_0	$r_0 \cdot w_0$
$M_{(i)j}$ $= M_{(i)j}(x_{(i)j}, y_{(i)j}, z_{(i)j})$	$P_{(i)j} = P_{(i)j}(x'_{(i)j}, y'_{(i)j}, z'_{(i)j})$
	$x'_{(i)j} = r_j \cdot \sin w_j$ (1)
	$y'_{(i)j} = y_{(i)j}$ (2)
	$z'_{(i)j} = r_j \cdot \cos w_j$ (3)
	$r_i = r_0 + z_j$ (4)
	$w_0 = x_j/r_0$ (5)

Tableau 13 - Relations mathématiques pour le passage d'un outillage plan à un outillage courbe [UPL95]

Plusieurs auteurs comme Kozhevnikova [KOZ08 119] ou Piedrahita et al. [PGAC06] affirment que dès que le diamètre des rouleaux de laminoir est suffisamment grand devant le diamètre de pièce (1/10 en général), la transposition des résultats disponibles sur les outillages à plaques est possible pour l'étude des outillages à rouleaux (frottement, zones de contact...).

2.2 Règles concernant les paramètres géométriques

Il existe de nombreuses règles énoncées dans la littérature concernant les limites à observer pour le choix des angles et des rayons de raccordement. Ces règles sont généralement issues de résultats expérimentaux et se présentent sous la forme :

- de limites basses et hautes à respecter,
- de relations liant les paramètres entre eux,
- de diagrammes définissant des domaines de fonctionnement.

En ce qui concerne les courses minimum / maximum en fonction des zones de mise en forme, elles sont rarement décrites et peu de détails sont disponibles pour les caractériser.

2.2.1 Sévérité de la déformation plastique

La déformation plastique est généralement caractérisée par des paramètres précisant la réduction de diamètre ou de section qui est opérée sur le lopin. Ainsi les grandeurs suivantes sont couramment employées :

Le **rapport de réduction relatif** est exprimé par le rapport entre le diamètre initial et le diamètre final obtenu après réduction (relative reduction ratio) :

$$\delta = \frac{d_0}{d} \quad (6)$$

Le **rapport de réduction de diamètre**, également utilisé, représente la variation de diamètre rapportée au diamètre initial :

$$\epsilon_d = \frac{d_0 - d}{d_0} \quad (7)$$

Enfin, le **rapport de réduction de section** introduit notamment par Hayama [HAY74] représente le rapport de variation de section sur la section initiale :

$$R_p = \frac{S_0 - S}{S_0} \quad (8)$$

Ces différents paramètres sont liés par les relations suivantes :

$$\delta = \frac{1}{1 - \epsilon_d} = \sqrt{\frac{1}{1 - R_p}} \quad (9)$$

$$\epsilon_d = 1 - \frac{1}{\delta} = 1 - \sqrt{1 - R_p} \quad (10)$$

$$R_p = 1 - \left(\frac{1}{\delta}\right)^2 = 1 - (1 - \epsilon_d)^2 \quad (11)$$

2.2.2 Les angles caractéristiques α et β

Les angles de formage α et d'étirage β sont généralement utilisés pour l'écriture des règles de construction des géométries de coin. L'angle de pente γ est rarement voire jamais mentionné. Le lien entre ces trois angles s'établit par la relation suivante :

$$\tan \alpha \cdot \tan \beta = \tan \gamma \quad (12)$$

Cette relation, qui exprime la sévérité de la pénétration du coin dans la pièce, est illustrée par la Figure 25.

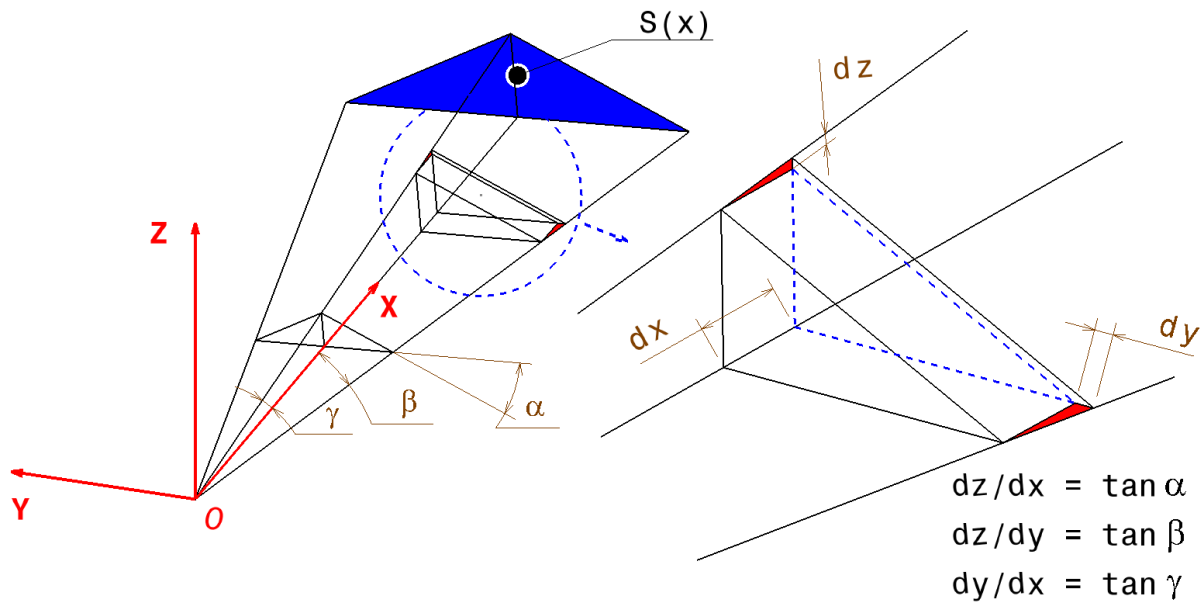


Figure 25 - Vue isométrique de la course de pénétration, détail d'un incrément sur la course

Un incrément dx dans la direction d'avance du lopin, engendre les incréments dy et dz sur le flanc du coin de mise en forme, créant ainsi le repoussage de la matière dans les autres directions. Dans la zone de pénétration, la section du coin perpendiculaire à l'axe x est également liée aux produits des tangentes des angles par la relation :

$$S(x) = x \cdot \tan \alpha \cdot \tan \beta \quad (13)$$

Le Tableau 14 recense les principales règles utilisées dans la littérature pour le choix des angles α et β .

Source	Règles		Motivation
[FD93]	$0.04 \leq \tan \alpha \cdot \tan \beta \leq 0.08$	(14)	Koizumi et al. cité par Fu et Dean 1993
[FD93]	$\sin \beta = 0.09 \frac{\mu}{\sin \alpha}$ $0.4 < \mu < 0.5$	(15)	Balin cité par Fu et Dean 1993
[FD93]	$\beta = \arctan \left[\frac{0.579 \cdot r \cdot \mu^2}{r_{ck} \cdot \tan \alpha} \right]$ $r_{ck} = r + 0.62 \cdot \Delta r$	(16)	Xiu, cité par Fu et Dean 1993
[HAY79]	Rop: réduction de section optimale M: coeff 0,35...0,4, $R_{op} = (0.15 + 0.0038 \cdot \alpha) \cdot \beta^{0.325}$ $1.93 \cdot \beta^{-0.925} \geq 0.15 + 0.0038 \cdot \alpha \geq M \cdot \beta^{-0.325}$	(17) (18)	Rop : réduction optimale pour éviter l'apparition de défauts internes par effet Mannesmann. Eviter glissement, éviter les défauts
[FLZ02]	$15^\circ \leq \alpha$ $\alpha \leq 40^\circ$ β	(19) (20)	Condition pour éviter une ovalisation et les défauts internes Condition de non-glissement Influence sur longueur de l'outillage et la vitesse de mise en forme Effort et moment sont impactés
[CHL95]	α		N'atteint jamais 90° sur une pièce (dépouille), peut être atteint en bout de pièce (rebut)
[NKG01]	Choisir $\beta = 5^\circ$ pour une réduction de diamètre élevée, Augmenter β vers 9° voire 13° nécessite de diminuer la réduction de diamètre à α constant		Les efforts sont trop élevés au sein des pièces, risque d'ovalisation pour des réductions trop sévères
[PAT03]	$\beta \leq \arctan \left(\frac{0.3 + 0.01 \cdot d_0}{d^3} \right)$ avec $3^\circ \leq \beta \leq 15^\circ$ $\alpha = 80 \cdot \tan \beta + 15 + \frac{d_0}{4}$ avec $15^\circ \leq \alpha \leq 45^\circ$	(21) (22)	Réduire les risques de fissures Limite supérieure fixée pour éviter la striction Basse valeur de l'angle Bêta permettant des vitesses plus élevées
[PAT03]	$3^\circ \leq \beta \leq 15^\circ$		Koizumi cité par Pater 2003

 Tableau 14 - Recensement des règles émises pour de choix des angles α et β

La règle de Koizumi et al. [FD93] encadre le produit des tangentes des angles fixant ainsi des limites au-delà desquelles peuvent apparaître des phénomènes indésirables tels que le glissement, la striction, etc. S'imposer une telle règle revient à imposer des limites inférieures/supérieures sur l'angle de pente :

$$2,29^\circ < \gamma < 4,57^\circ \quad (23)$$

La marge de manœuvre dans le choix de l'angle de pente γ est par conséquent plutôt restreinte. D'une manière générale, les règles présentées dans la littérature restent très théoriques et ne précisent pas suffisamment leur domaine de validité. Les paramètres associés au frottement des matériaux en présence ou au comportement du matériau laminé ne sont jamais associés à ces règles. Or il est mis en évidence plus en avant dans ce manuscrit que ces paramètres jouent un rôle. L'ensemble de ces règles est abordé plus en détail au chapitre 4 relatif à la conception de matrices.

Par ailleurs, le produit des tangentes des angles de formage et d'étirement est également un critère pour qualifier le pas de laminage (Figure 41) et le recouvrement des zones mises en forme par la zone de contact actuelle.

En résumé, le paramètre « $\tan \alpha \cdot \tan \beta$ » permet de quantifier la sévérité de l'avance du coin dans la pièce car (1) il indique la valeur de l'angle de pente γ , (2) il renseigne sur l'évolution de la section du coin en phase de pénétration, (3) il vérifie le recouvrement éventuels des surfaces en contact.

2.2.3 Les rayons d'arêtes

Pour ce procédé incrémental dans lequel la pièce est constamment en cours de déformation, il est nécessaire de garantir l'absence de variations brusques sur toutes les sections dédiées à la mise en forme. Des rayons de raccordement convexes ou concaves sont ainsi utilisés afin d'adoucir les changements d'orientation entre les différentes surfaces. Le degré d'acuité des rayons de raccordement joue un rôle important sur la qualité de pièce finale. Cette affirmation est supportée par de nombreuses observations expérimentales. Glass et al. 1998 ont montré, par exemple, qu'en augmentant la valeur du rayon de raccordement entre deux plans inclinés d'un coin élémentaire, les défauts de surface de type « vrille » s'estompent de manière notable [GHKM98]. Par ailleurs, lorsque l'acuité de l'arête diminue, la portée de la zone arrondie en contact avec la pièce augmente comme le montre la Figure 26. Or, cette zone est le siège de la pénétration dans la matière, ce qui conduit dans le cas où il y a adhérence, à un repoussage de matière localement ou, s'il se produit un glissement, à une absence d'effort transmis. Il y a en quelque sorte un défaut de contrôle du volume de matière repoussée et la précision sur la réduction de diamètre est moins élevée. La pression de contact s'exerçant sur l'arête est d'autant plus importante que le rayon est faible, contribuant à concentrer l'effort de mise en forme vers le cœur de pièce.

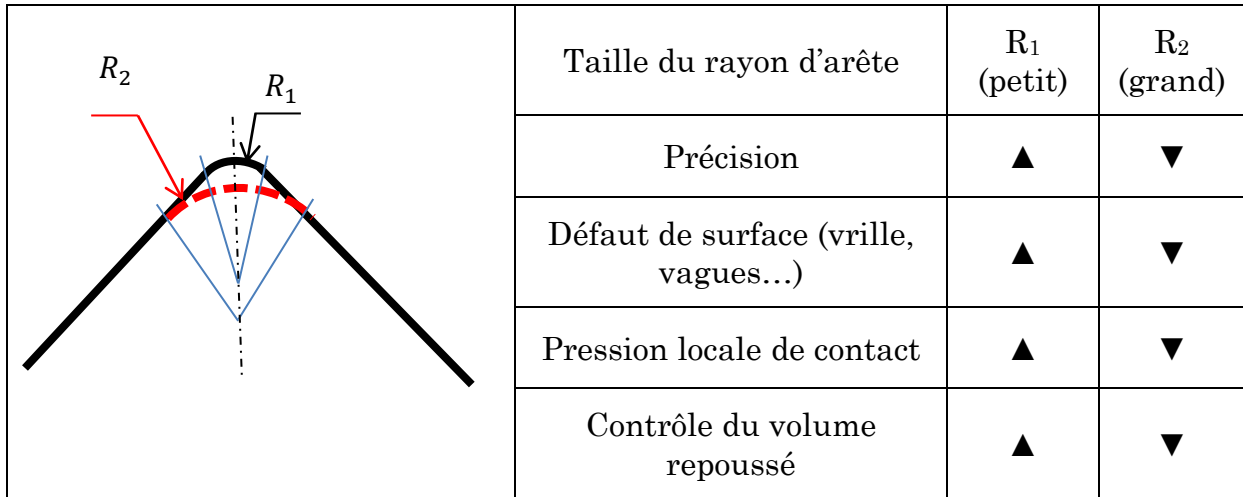


Figure 26 - Influence du rayon d'arête entre deux plans de mise en forme

Les essais de mise au point des matrices réalisés dans le cadre de l'étude d'outillage de Bielle 9023 ont montré que l'adoucissement d'un rayon de raccordement par le passage d'une valeur de 12mm à environ à 15 à 20 mm a des conséquences considérables : influence sur le volume de matière déplacée et disparition de la rupture par striction [KRU09]. Par exemple, Neugebauer et al. montrent clairement l'influence de la valeur du rayon d'arête sur l'amplitude maximale de l'effort radial [NKG01] ce qui est décrit par les résultats expérimentaux reproduits sur la Figure 27.

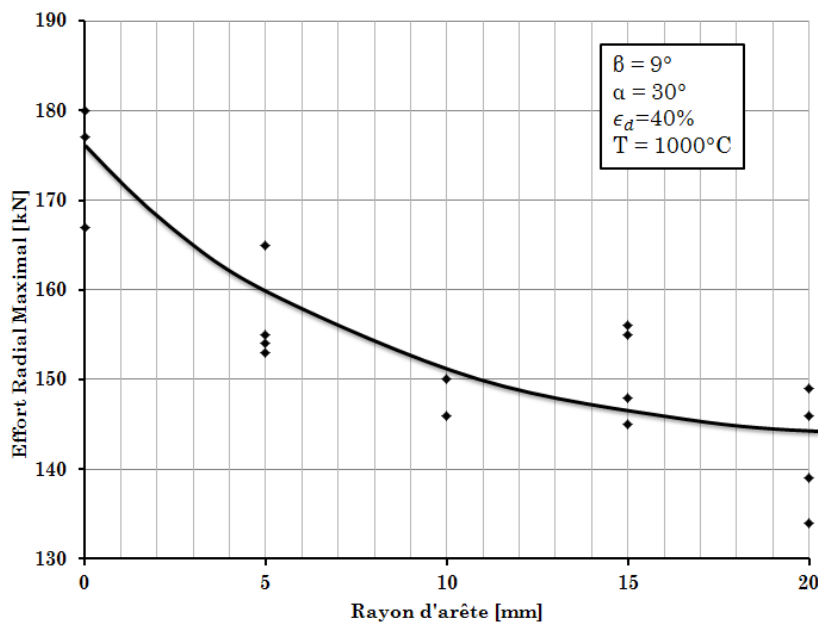


Figure 27 - Effort radial en fonction du rayon d'arête adopté sur le coin [NKG01]

Par ailleurs, Lorenz donne des ordres de grandeurs à respecter pour le choix des rayons d'arêtes en fonction du diamètre initial de l'oplin [LO08]. La Figure 28 synthétise ses recommandations.

Übergangsform		Reckwalzen	Querwalzen
	R_A	$(0.2 \dots 0.25) \Delta d$	R_A nicht scharfkantig
	R_I	$(0.3 \dots 0.4) \Delta d$	$14 \leq d_0 < 50$: $\Delta d < 20 \quad R_f = 2$ $\Delta d \geq 20 \quad R_f = 3$ $50 \leq d_0 < 100$: $\Delta d < 40 \quad R_f = 4$ $\Delta d \geq 40 \quad R_f = 6$ $100 \leq d_0 < 160$: $\Delta d < 64 \quad R_f = 8$ $\Delta d \geq 64 \quad R_f = 12$
	α	$< 45^\circ$ (70°)	$< 87^\circ$

Figure 28 - Recommandations pour le choix des rayons d'arêtes [L008]

(Traduction : Übergangsform : forme de la transition de diamètre ; Reckwalzen : laminage à retour ; Querwalzen : laminage transversal ; nicht scharfkantig : non saillant)

2.3 Etat de déformation et de contrainte en roulement

L'hypothèse d'état plan de déformation peut être posée si la déformation longitudinale de la pièce est nulle. Les sections qui se situent loin de la zone de réduction en cours subissent des allongements quasi nuls et peuvent par conséquent être considérées en état plans de déformation. Les zones subissant une réduction de diamètre seront quant à elles, en état plan de contraintes si l'hypothèse d'un libre allongement de la pièce peut être faite. La déformation d'un cylindre déformable, de longueur infinie, roulant entre deux plans parallèles dont le sens de translation est opposé (ou entre rouleaux de grands diamètres) a été étudié par plusieurs auteurs. Ce problème est défini comme étant « un état plan de contraintes compressives rotationnelles » notamment par Hayama 1974 [HAY74]. L'étude de la compression de barre fournit des résultats utiles à l'analyse du laminage transversal dans la mesure où des similitudes sur le contact et les efforts entrant en jeu peuvent être établies entre ces deux procédés. De plus, ce problème « simplifié » a été étudié par divers auteurs qui définissent des champs de ligne de glissement basés sur des observations expérimentales ou utilisent la méthode de la borne supérieure pour en déduire des efforts résultants [FD93]. Cho et al. 1990 présentent notamment une analyse des efforts de mise en forme et de la longueur de contact en s'appuyant sur une forme de champ de vitesse cinématiquement admissible réparti sur le profil déformé du cylindre comme le montre la Figure 29 issue de [CNK90]. Une hypothèse sur le champ de vitesse et l'utilisation de la méthode de la borne supérieure est menée par Na et Cho pour estimer le travail de déformation interne et l'effort de roulement en fonction du rayon initial du lopin [NACH89].

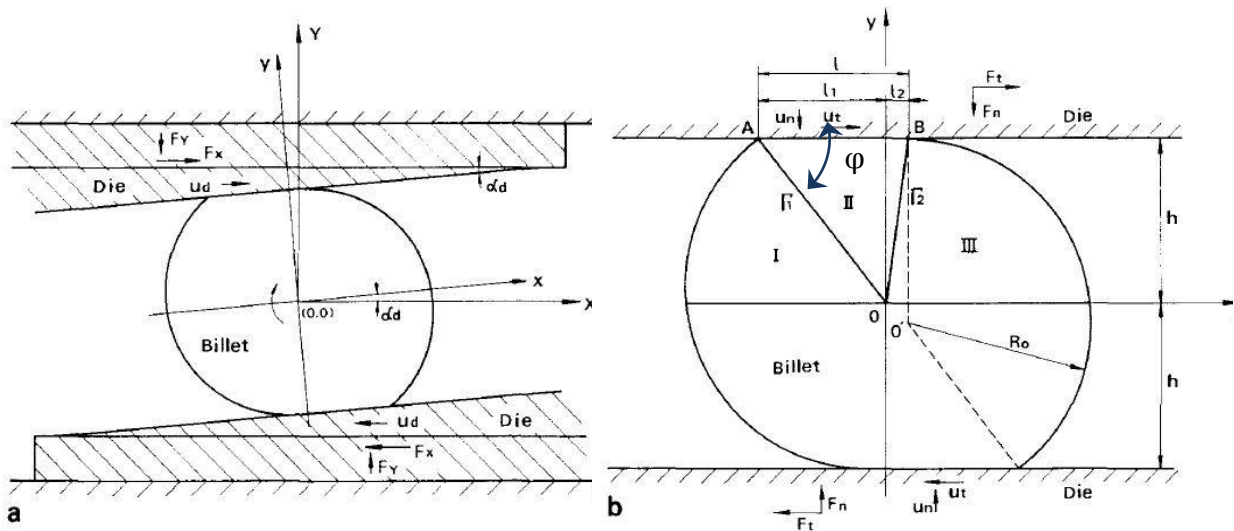


Figure 29 - (a) Profil de lopin cylindrique en déformation plane entre deux coins de mise en forme,

(b) modèle de déformation en compression rotationnelle [CNK90]

2.3.1 Profil déformé et largeur de contact

L'allure du profil déformé dépend des conditions de frottement au contact pièce-outil comme le présente la Figure 30. Le profil de déformation sous chargement

statique présente un bourrelet latéral symétrique de part et d'autre de l'axe vertical d'application de l'effort normal (a). En présence d'un effort tangentiel tendant à mettre en rotation la barre (b), le profil de déformation évolue pour être dissymétrique et atteindre une limite où le méplat de contact pièce-outil est totalement déporté de l'axe (c).

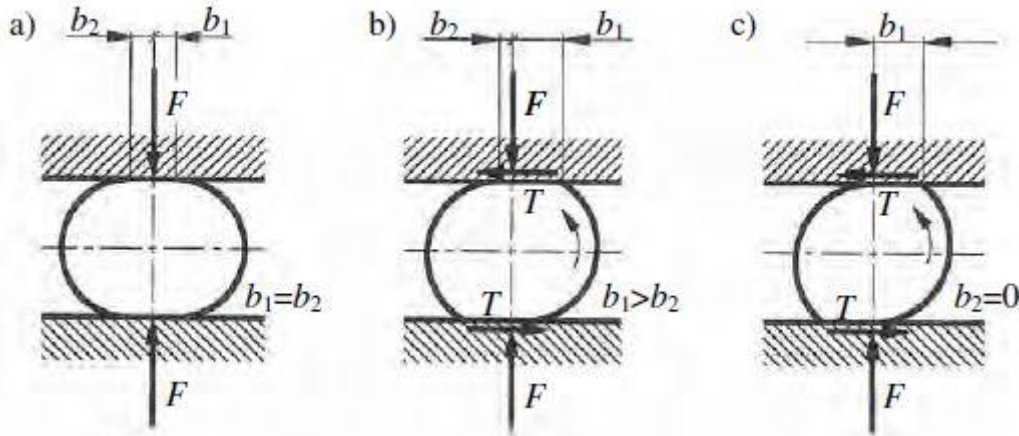


Figure 30 - Profil circulaire après déformation entre deux plans d'après [PAT09] et [HAY74]

La mesure du bourrelet latéral obtenu par la compression radiale est caractérisée par la définition du paramètre b définissant la largeur de la zone de contact localement. La compression statique, sans roulement du cylindre, engendre une longueur de contact pièce-outil légèrement supérieure à celle obtenue avec la configuration roulante (quelques %). Ce résultat est affirmé suite aux essais de Kasuga 1973 [KTF73] qui conclut qu'il existe une différence drastique dans le mécanisme de déformation entre une pièce compressée roulante et une pièce compressée statique. Hayama 1974 [HAY74] aboutit à la même conclusion en confirmant que dans une même réduction, la largeur de contact en refoulement statique transverse est plus importante que celle en compression rotationnelle.

La **longueur de contact du méplat formé par l'écrasement et le frottement est couramment appelé paramètre « b »**. Le Tableau 15 reprend les équations utilisées pour exprimer ce paramètre en fonction

- du rayon initial de l'opin : r_0 ,
- du rayon après compression rotationnelle : r ,
- du rayon des rouleaux d'outillage : R ,
- de la profondeur de compression rotationnelle : $\Delta r = r_0 - r$

Ces relations ne sont valables que pour une configuration de machine à rouleaux. Dans le cas d'un outillage à plaque, le rayon d'outil devient infini ce qui conduit à simplifier les expressions.

Tselikov [PAT96]	$b = \sqrt{\frac{2 \Delta r (r + \Delta r)}{1 + \frac{r + \Delta r}{R}}} \quad (24)$
Smirnov [PAT96]	$b = \sqrt{\frac{2 \Delta r r_0}{1 + \frac{r_0}{R}}} \quad (25)$
Pater et Weroniski [PAT96]	$b = \sqrt{\frac{3 \Delta r r_0}{1 + \frac{r_0}{R}}} \quad (26)$

Tableau 15 - Expressions du paramètre largeur de contact « b » selon les auteurs [PAT96]

Le ratio largeur de contact sur diamètre initial permet de comparer les différents résultats expérimentaux et numériques comme le montre la Figure 31 issue de [PAT96]. Les simulations numériques sont réalisées par Pater avec un modèle de frottement de coulomb dont le coefficient de frottement μ est variable.

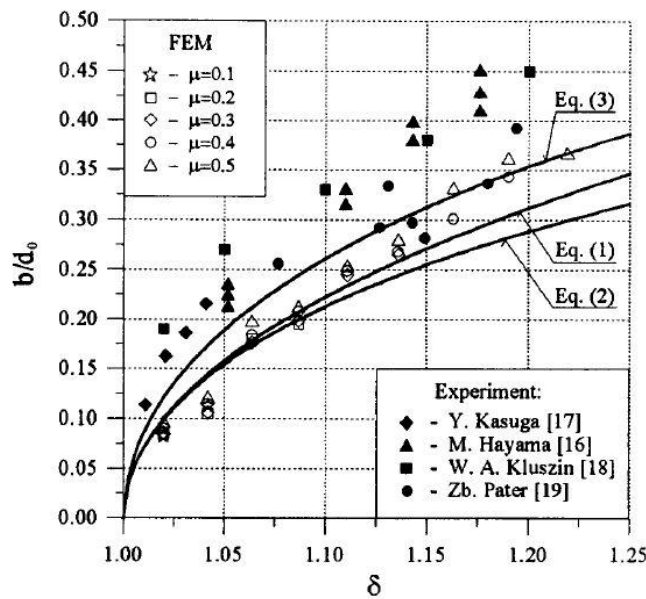


Figure 31 - Ratio b/d_0 en fonction du rapport de réduction δ [PAT96]

Hayama 1974 développe un modèle basé sur la condition de rotation de la barre, sur l'analyse du champ de vitesse et de l'hodographe conduisant à une expression liant la pression moyenne de contact à l'angle d'écoulement de matière φ , voir Figure 29 (b) : $\tan \varphi = \frac{F_T}{F_N}$

La condition de rotation de la barre imposant : $F_N(l_1 - l_2) \leq F_T \cdot 2h$

En posant que $F_T = m \cdot k \cdot l$ avec $l = l_1 + l_2$

La pression moyenne de contact s'écrit alors $\frac{p_m}{2k} = \frac{F_N}{2kl}$ où k est la résistance moyenne à la déformation par cisaillement.

Cela conduit après diverses hypothèses sur les angles des champs de vitesses, en employant une méthode d'estimation de l'énergie à l'expression de la pression moyenne adimensionnalisée à obtenir :

$$\frac{p_m}{2k} = 0.5 \bar{m} \cot \varphi \tag{27}$$

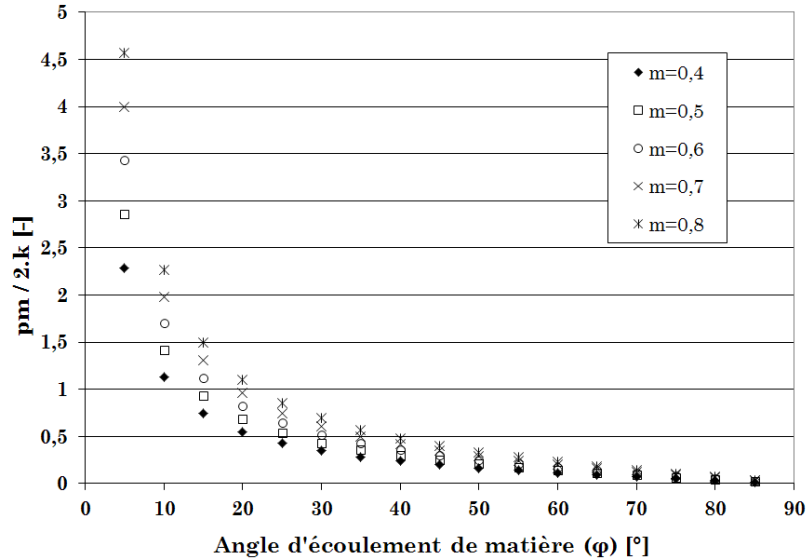


Figure 32 - caractéristique de l'évolution de la pression moyenne de contact en fonction du frottement et de l'angle d'écoulement de matière.

L'hypothèse d'un frottement de Tresca $\tau = \bar{m} \frac{\sigma_0}{\sqrt{3}}$ revient à faire l'hypothèse que $k = \frac{\sigma_0}{\sqrt{3}}$

D'après le résultat de l'équation (27), p_m atteint la contrainte d'écoulement du matériau σ_0 lorsque

$$\frac{p_m}{2k} = \frac{\sqrt{3}}{2}$$

c'est-à-dire pour un frottement minimum $\bar{m} = 0,6$ et un angle d'environ $19,1^\circ$.

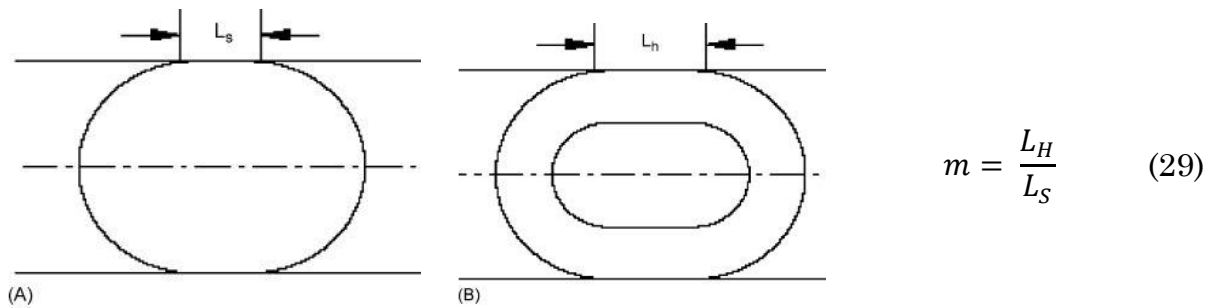


Figure 33 - Définition du facteur d'écrasement pour une barre cylindrique pleine (A) et creuse (B) [ULMLK06a]

Les principales conclusions tirées des travaux de Hayama 1974 se résument ainsi [HAY74]:

- L'effort radial, l'effort tangentiel et la largeur de contact entre rouleaux et pièce peuvent être obtenus en connaissant la résistance à la déformation et la réduction de diamètre de la barre.
- La largeur de contact dépend de la réduction de diamètre de barre et des conditions de frottement à l'interface pièce – outil.
- La méthode proposée pour obtenir une relation entre le rapport de réduction R_p et le ratio largeur sur diamètre (B/d) est très utile pour tout processus de déformation rotationnelle, dans la mesure où les résultats expérimentaux et théoriques concordent.
- Dans une même réduction, la largeur de contact en refoulement statique transverse est plus importante que celle en compression rotationnelle.

2.3.2 La pression de contact pour de faibles réductions

Les travaux de Kasuga et al. 1973 [KTF73] font état d'un banc de mesure de pression de contact utilisant un système de pion ainsi que des supports déformables équipés de jauges de déformation. Cette étude fournit des résultats de mesure sur la distribution des contraintes tangentielles et normales en fonction de la largeur de contact. Les résultats numériques de Pater 1996 [PAT96], comparés aux mesures de pression de contact réalisées par Kasuga et al. sur des cylindres d'aluminium sont en bon accord sur la plage observée pour de faibles rapports de réduction allant jusqu'à 1,02. Des calculs présentés par Pater [PAT96] ainsi que des résultats expérimentaux produits par Goon 1983 et cités par [PAT96] pour des barres d'acier type C45 laminés à 1000°C fournissent des ordres de grandeurs utiles pour la conception d'un dispositif de mesure de pression de contact développé dans la cadre de la thèse. Ces résultats sont affichés sur le graphe de la Figure 34. La distribution de la pression de contact n'est pas uniforme le long du profil de pièce. Ce résultat constaté expérimentalement par Kasuga et al. est présenté au paragraphe 2.3.5.

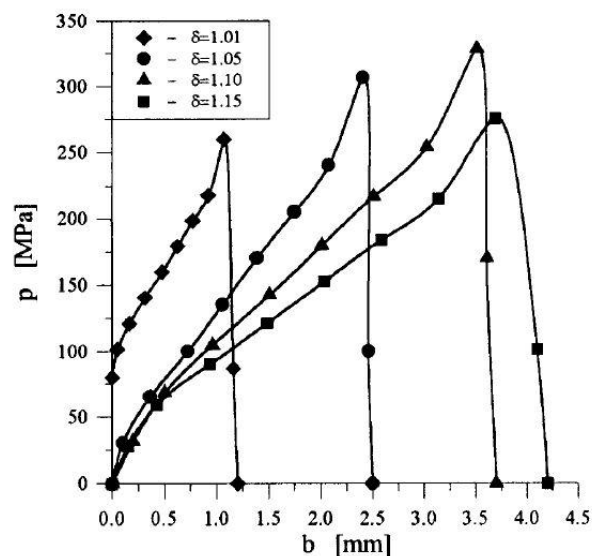


Figure 34 - Distribution de la pression de contact prédite par calcul éléments finis pour une compression rotationnelle de barre en acier C45 [PAT96]

2.3.3 Ligne de glissement et contraintes de contact

La méthode des lignes de glissement centrales est appliquée par Kozhevnikova sur différents cas de figures allant du cylindre entre plaques avec coefficient de frottement constant jusqu'au cas d'un laminage entre deux cylindres, tenant compte de la courbure des surfaces et d'irrégularités de frottement le long de ces surfaces. Ces résultats sont reproduits à titre informatif sur la Figure 35 pour la visualisation des différents champs de contraintes.

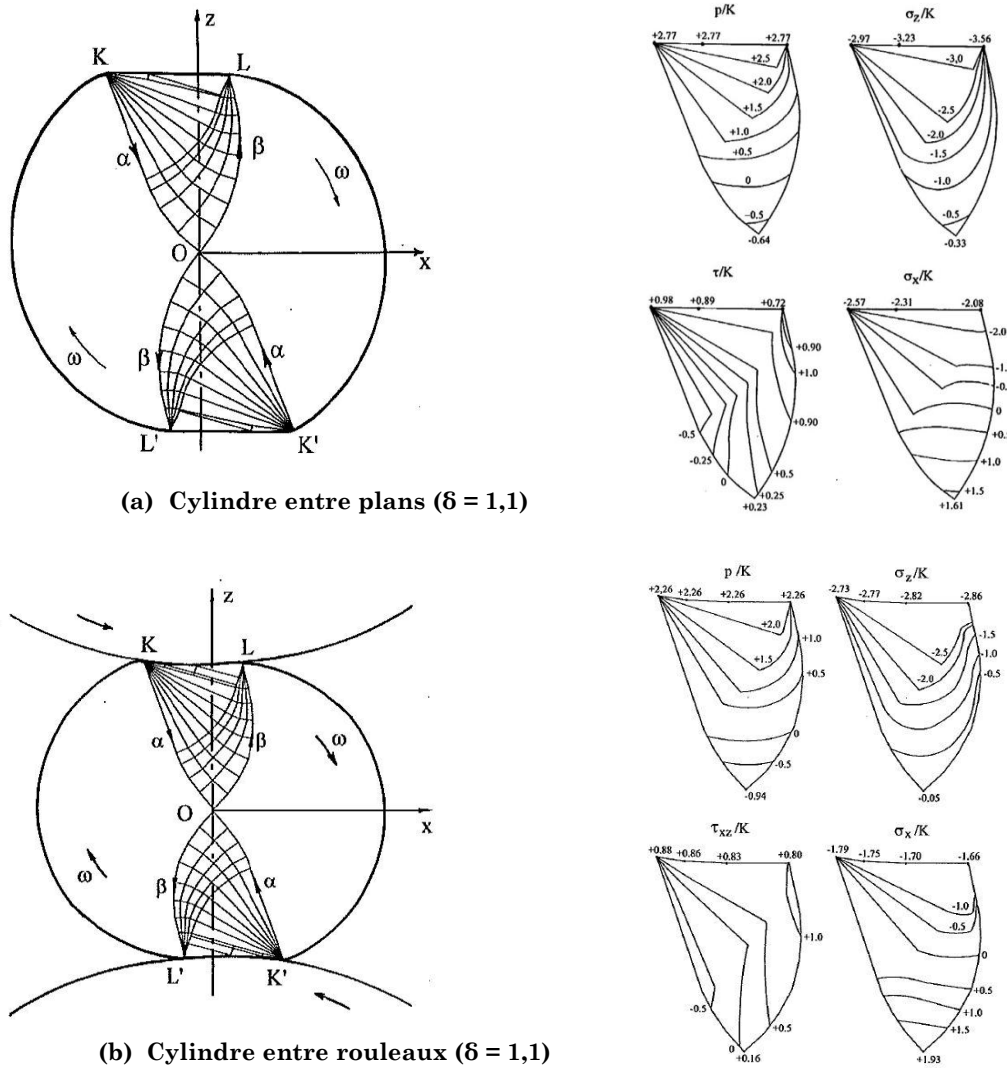
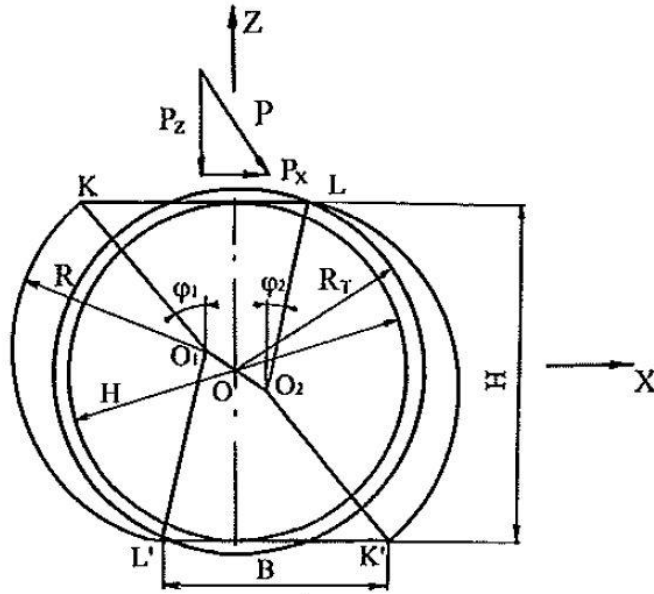


Figure 35 - Comparatif des champs de lignes de glissements et de contraintes [KOZ08112] et [KOZ08119]

2.3.4 Coefficient de glissement et rayon de roulement

Lorsque le cylindre déformable est en compression rotationnelle, un phénomène relativement important est le glissement local du lopin sur la partie en contact avec l'outillage. La Figure 36 détaille le profil d'un cylindre avant et pendant la déformation entre deux plans séparés de la distance H.



Avant déformation : cylindre de rayon R_T

Après déformation : portion cylindrique de rayons R

Rayon du cylindre rigide roulant entre plan : rayon $H/2$

$KL = b$

Périmètre du profil déformé :

$$L = 2b + 2\pi R \frac{180^\circ - \varphi_1 - \varphi_2}{180^\circ}$$

(30)

Figure 36 - Vue en coupe d'une section du lopin déformé [KOZ08124]

Le périmètre du profil écrasé d'un cylindre déformable roulant entre deux plans est supérieur au périmètre du cylindre non déformé. La quantité d'énergie transmise par l'outillage à la pièce est en lien direct avec l'amplitude du glissement, qui est qualifié au moyen d'un coefficient de glissement angulaire utilisé par Kozhevnikova. Ainsi, alors qu'un cylindre rigide roulant sans glissement sera entraîné en rotation à la vitesse ω , un cylindre déformé sera entraîné à une vitesse inférieure ω' [KOZ08124]. Le rapport de ces deux vitesses de rotation est appelé coefficient de glissement, i , inférieur ou égal à l'unité :

$$i = \frac{\omega}{\omega'} \quad (31)$$

L'inverse de i est appelé coefficient de glissement angulaire.

La comparaison du roulement entre un cylindre rigide et un autre déformable est poussée plus en avant avec la notion de rayon de roulement décrite par Shchukin et al. [SHKO08138]. Le lien entre la vitesse tangentielle de matrice V_T et la vitesse angulaire ω d'un cylindre rigide s'exprime par la relation :

$$R_K = \frac{V_T}{\omega} \quad (32)$$

R_K est appelé rayon de roulement ; le rayon de roulement relatif r_K est défini par le rapport :

$$r_K = \frac{R_K}{d_o} = \frac{1}{2 \cdot i \cdot \delta} \quad (33)$$

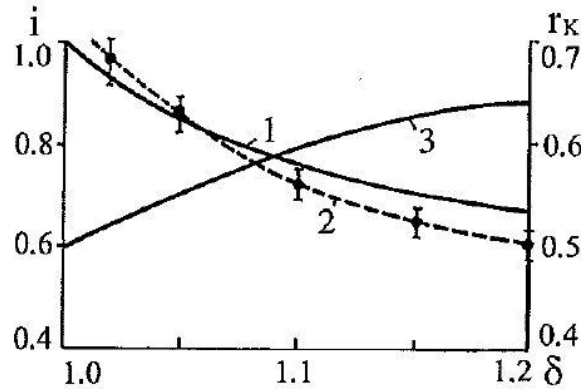


Figure 37 - Coefficient de glissement et rayon de roulement en fonction du taux de réduction [KOZ08124]

Pour un tour de pièce, le chemin parcouru sur la matrice est de $2 \pi R_K$. Les résultats des mesures effectuées par Shchukin et Kozhevnikova montrent que le rayon de roulement n'est pas constant au cours d'une course de laminage. De plus il existe des dispersions liées aux variations sur les efforts de frottement. Les données de mesure disponibles sur le rayon de roulement d'un lopin d'acier de diamètre initial 20mm sont reproduites dans le Tableau 16.

T, K	δ	R_K at $\alpha=30^\circ$, $D=20\text{mm}$ and β , ° equal to			
		3	5	7	10
1073	1.1	9.60	9.76	9.92	9.80
	1.2	9.32	9.32	9.64	9.60
	1.4	8.86	9.00	9.14	—
	1.6	8.60	8.68	8.70	—
	1.8	8.46	8.54	—	—
1173	1.1	9.64	9.60	9.80	9.86
	1.2	9.42	9.42	9.70	9.66
	1.4	9.00	9.06	9.20	8.90
	1.6	8.80	8.74	8.74	—
	1.8	8.60	8.48	—	—
1273	1.1	9.68	9.68	9.94	9.90
	1.2	9.50	9.52	9.84	9.76
	1.4	9.18	9.24	9.30	9.26
	1.6	8.94	9.00	8.96	—
	1.8	9.70	8.66	—	—

Tableau 16 – Valeur mesurée du rayon de roulement en fonction des paramètres de matrice [SHKO08138]

Au-delà des différents paramètres introduits par les divers auteurs, il convient de visualiser le phénomène physique associé au roulement de la pièce. Ainsi l'interface d'une pièce roulant entre deux matrices sans écrasement important (faible δ) ne dissipera que peu d'énergie par glissement. En revanche, plus la compression rotationnelle sera importante, plus le glissement va se produire le long du contact entre pièce et outil et la dissipation sera supérieure.

2.3.5 Rôle de l'entrefer et incidence sur le contact

Parmi les paramètres pressentis pour jouer un rôle, l'entrefer n'est jamais évoqué dans la littérature. L'entrefer désigne la distance entre les deux plans de roulement des matrices parallèles, ou l'écartement entre les deux surfaces de roulements des outillages cylindriques. Le réglage de l'entrefer doit être choisi en

connaissance de cause, selon que la pièce sera laminée à chaud ou à froid, selon son diamètre initial, selon la finesse de l'application (banc d'essais de laboratoire ou machine industrielle). Un entrefer trop grand ne permettra logiquement pas un contact réparti uniformément sur les surfaces d'entraînement des outillages ; ceci a une incidence sur l'écoulement de la matière qui est alors libre, étant donné que rien ne s'oppose du côté de l'outillage. La possibilité d'un refoulement latéral et d'une ovalisation des sections est augmentée. A l'opposé un entrefer trop faible va pré-contraindre inutilement la matière du lopin et les frottements à l'interface pièce-outil empêcheront un écoulement libre de la matière. Il convient donc de trouver un « juste milieu » et de définir la marge des écarts possibles autour de cette position. Dans le cadre d'une production industrielle, l'entrefer avec tolérances, ainsi que des tolérances sur le parallélisme, doivent être définis pour garantir la stabilité du fonctionnement et permettre le contrôle des réglages d'outillage.

Une expérience réalisée au laboratoire avec des lopins d'acier C17 de diamètre 22mm chauffés à 1000°C dont la dilatation diamétrale est estimée à 0,26 mm (en l'absence de calamine) ont montré qu'une variation d'entrefer passant de 22,4 à 22,3 mm conduit au glissement du lopin alors qu'il y avait roulement systématique précédemment.

L'étude de Kasuga et al. sur le corroyage plastique d'un cylindre de diamètre 18,35mm en aluminium A1100 roulant à température ambiante entre deux plaques lisses ($R_{max} = 4\mu\text{m}$) renseigne sur l'évolution des contraintes de contact et sur le profil de pièce pour de faibles taux de réduction. En effet, la variation de l'entrefer (d sur la Figure 38(a)) permet de faire varier le rapport de réduction ϵ_d pour lequel l'amplitude et l'étendue des contraintes est représentée Figure 38(c). L'amplitude et la répartition des contraintes tangentielles varient notablement entre le taux de 1,41% et celui de 1,84% [KTF73]. Les profils mesurés expérimentalement sont en accord avec ceux déterminés par le calcul numérique. Ce résultat établit que le champ des contraintes engendrées au sein de la pièce passe par un maximum dépendant du taux de réduction local.

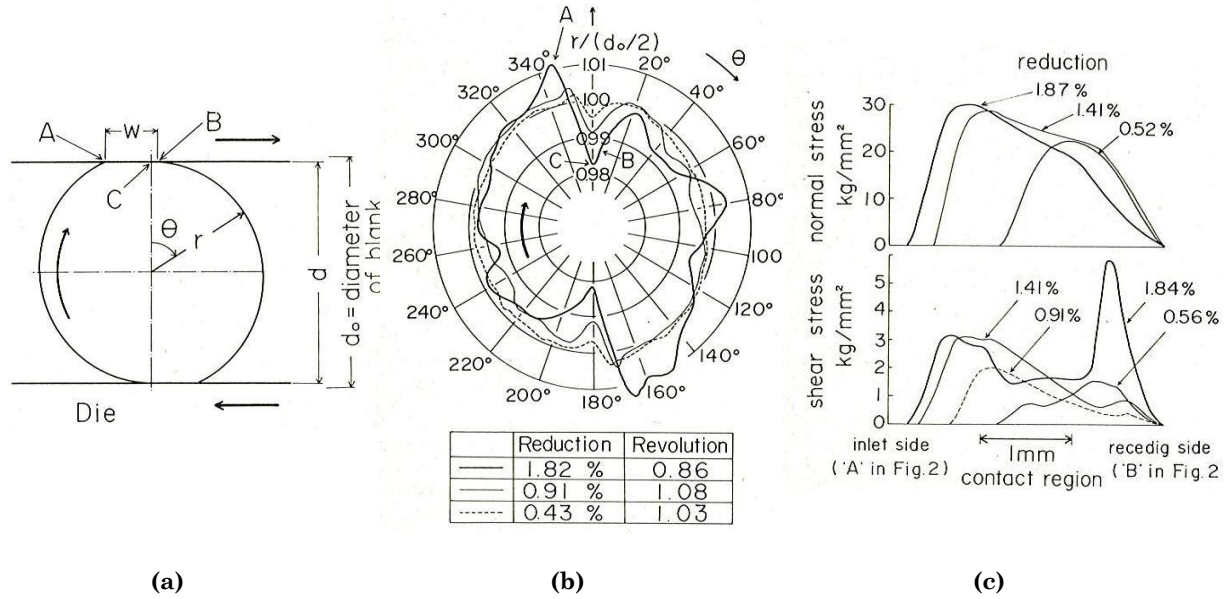


Figure 38 - Configuration d'un cylindre en compression rotationnelle entre deux plans, géométrie et diagramme des contraintes normale et tangentielle [KTF73]

Le Tableau 17 montre que la variation d'entrefer n'est pourtant que de l'ordre de 0,08 mm entre ces deux états. En supposant une similitude linéaire pour de plus grands diamètres (par exemple 50 mm), cet ordre de grandeur est très faible en regard de ce qui doit être réglé et maintenu au cours du temps sur la plupart des machines de production.

Rapport de réduction de diamètre [%] $\epsilon_d = \frac{d_0 - d}{d_0}$	Entrefer correspondant d [mm]
1,87	18,007
1,84	18,012
1,82	18,016
1,41	18,091
0,91	18,183
0,56	18,247
0,43	18,271

Tableau 17 - Taux de réduction de diamètre en fonction de l'entrefer pour un lopin de diamètre initial 18,35mm dans les conditions de l'étude de Kasuga [KTF73].

2.4 Géométrie de préforme au cours de la déformation

2.4.1 Etude de la pénétration du lopin lors d'un roulement sans glissement

L'étude de la phase d'engagement sur le coin de mise en forme en utilisant des hypothèses simplificatrices permet d'établir des conclusions importantes pour une meilleure compréhension de ce qui se déroule durant le laminage.

Pour cette étude, les phénomènes tribologiques ne sont pas pris en compte. Ainsi, les effets de l'écrasement d'un cylindre entre deux plans, montrant qu'il existe une déformation de la section en lien avec l'adhérence sur l'outillage ne sont pas considérés. L'hypothèse est faite d'un lopin de section parfaitement circulaire roulant sans glisser sur le plan (Oxy). La Figure 39 représente la vue en coupe du lopin dans son plan de symétrie lorsqu'il aborde le coin de mise en forme.

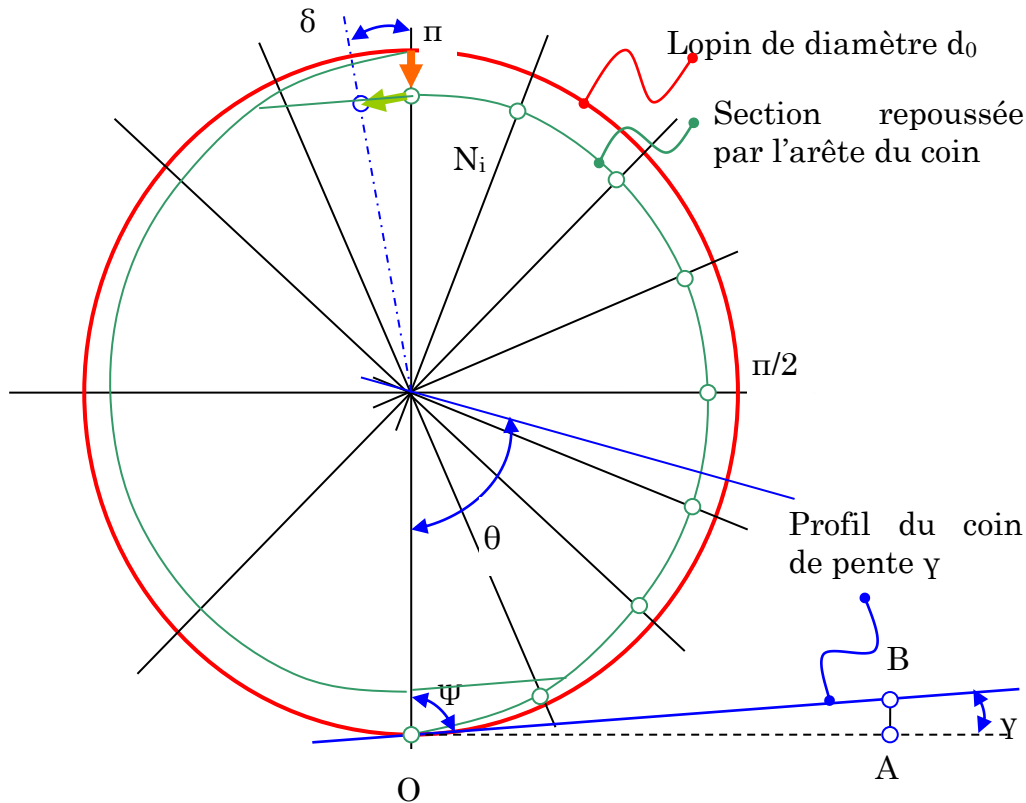


Figure 39 - Section centrale du lopin au début de la phase de pénétration

Le périmètre p_0 du lopin de diamètre initial d_0 s'écrit donc:

$$p_0 = \pi \cdot d_0 \quad (34)$$

Dès son engagement sur l'arête du coin (point O, $x = 0$), le lopin préalablement cylindrique se déforme constamment par l'action conjuguée des deux coins de mises en forme (pente d'angle γ) qui travaillent en opposition. Sur cette section, l'intégralité de la circonférence du lopin est entrée en contact avec cette arête après un demi-tour de rotation du lopin. L'abscisse parcourue sur le plan de roulement pour une rotation d'angle θ du lopin s'écrit:

$$x_{Axe} = \theta \cdot \frac{1}{2} \cdot d_0 \quad (35)$$

$s(\theta)$ désigne le chemin circulaire parcouru par les sections non déformée (en rouge) pour une rotation du lopin d'un angle θ (correspondant à la distance AB), l'hypothèse du roulement sans glissement permet d'écrire sur cette section :

$$x_{Axe} = s(\theta) \quad (36)$$

Le chemin parcouru par la section centrale du lopin qui est repoussée par l'arête du coin lors d'une rotation d'angle θ est désigné par $c(\theta)$; il correspond à la distance OB et s'exprime par la relation :

$$c(\theta) = \frac{s(\theta)}{\cos \gamma} \quad (37)$$

Sachant que $\cos \gamma < 1$ on vérifie que $c(\theta) > s(\theta)$

Ce résultat indique qu'en l'absence de glissement à l'interface métal-outil, la position angulaire des points repoussés par l'arête du coin seront décalés « vers l'avant » d'un angle δ , correspondant au décalage angulaire du roulement sans glissement. Ce qui induit une déformation en torsion au sein du lopin qui sera fonction de l'angle γ de la pente d'attaque du coin de mise en forme.

La notion de déformation en torsion des pièces est évoquée par Glass et al. qui indiquent que les fibres longitudinales subissent des déplacements tangentiels et des déformations angulaires [GHKM98].

Par ailleurs, la profondeur de pénétration dans le lopin pour une rotation d'angle θ correspond à la hauteur locale du coin (distance AB) et s'écrit $h(\theta) = s(\theta) \cdot \tan \gamma$

La courbe géométrique de la section repoussée (en vert) correspond à une spirale d'Archimède. Cette spirale est la trajectoire d'un point se déplaçant uniformément sur une droite d'un plan, cette droite tournant elle-même uniformément autour d'un de ses points. L'angle ψ (psi) est inférieur à 90° , il est complémentaire de γ (gamma) et définit la tangente de cette spirale ($\tan^{-1} \psi = \tan \gamma$).

L'équation paramétrique de la spirale s'écrit :

$$\rho = \frac{d_0}{2} (1 - \theta \cdot \tan \gamma) \quad (38)$$

2.4.2 Forme de la zone de contact

La forme de la zone où se situe le contact pièce-outil est digne d'intérêt pour le calcul d'efforts normaux et tangentiels. De la connaissance de ces surfaces (orientation et aire) et des efforts s'y exerçant, pourront être déduites les puissances entrant en jeu lors du laminage, moyennant des hypothèses sur la nature du frottement et la répartition de la pression de contact. Malgré de nombreux résultats publiés pour le calcul de ces surfaces, cette question continue

de faire l'objet de recherche car l'utilisation d'hypothèses simplificatrices tendant à ramener les surfaces observées à des objets géométriques simples semblent montrer leurs limites sur la précision des résultats et leur influence sur le calcul d'effort.

2.4.2.1 Notion de « pas de laminage » associé à la géométrie du coin

Le choix des angles de mise en forme α et d'étirement β conditionne non seulement les courses utiles sur l'outillage, mais également le possible recouvrement lors du tour de pièce suivant de surfaces déjà mises en forme. La notion de pas de laminage est alors utilisée pour qualifier cette caractéristique du coin de mise en forme que Weronski et Pater 1992 et 1994 définissent précisément [WEP92] et [PAW94]. Pour cela, la Figure 40 présente un schéma de l'aire de contact de la pièce qui est assimilée à deux plans élémentaires : l'un (ABC) est parallèle au plan de roulement et provient du calibrage opéré par le sommet du coin de mise en forme, le second (BCDE) est incliné par rapport à l'axe longitudinal de pièce et correspond au contact avec le flanc du coin de mise en forme élémentaire.

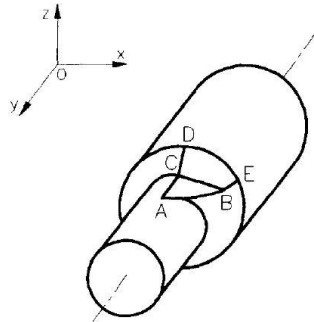


Figure 40 - Géométrie de l'aire de contact [PAW94].

Pater définit le pas de laminage (c) comme étant le rapport entre l'étirement instantané (s) et la projection du flanc dans la direction longitudinale de pièce (l_b) :

$$c = \frac{s}{l_b} \quad (39)$$

Le Tableau 18, décrit les variantes possibles du paramètre c selon le choix de la géométrie du coin de mise en forme.

Phase	Variantes possibles dans le choix des paramètres		
	$c < 1$	$c = 1$	$c > 1$
Pénétration Premier ½ tour de pièce			
Pénétration Second ½ tour de pièce		Absent	Absent
Mise en forme			
<p>Aire inclinée en contact avec le flanc du coin de mise en forme</p> <p>Aire parallèle au plan de roulement en contact avec le sommet du coin de mise en forme</p>			

Tableau 18 - Configurations possibles en fonction du pas de laminage [PAT09]

Peng et al. 2010 utilisent également cette notion et présentent la géométrie vue de dessus (Figure 41), ce qui permet de visualiser le recouvrement des parties mises en forme en fonction du pas de laminage [PEZH10]. Ils expriment l'étirement instantané par la relation :

$$s = \frac{\pi}{4} (d_0 + d) \tan \beta \quad (40)$$

et la projection du flanc dans la direction longitudinale de pièce

$$l_b = \frac{(d_0 - d)}{2 \tan \alpha} \quad (41)$$

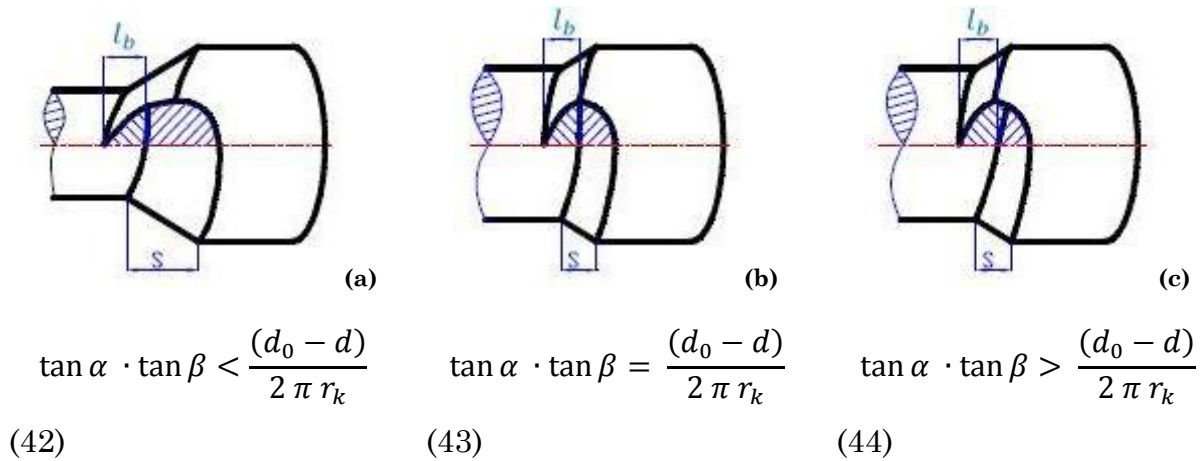


Figure 41 – Recouvrement de surfaces et notion de pas de laminage [PEZH10]

2.4.2.2 Rôle d’entraînement par obstacles d’un coin

Dans les phases de pénétration et d’étirement, la section du coin est croissante en fonction de la course. Le choix des angles α et β influence « le pas de laminage » qui caractérise la sévérité de la pénétration du coin dans la pièce. Par un mouvement d’avance imposé par le laminoinr, le coin contribue à l’entraînement « par obstacle » de la pièce en rotation à chaque incrément d’avance. La résultante de l’action d’un coin sur la pièce ne passe pas par l’axe du lopin ; par conséquent les deux efforts générés par les coins vont constituer un couple d’entraînement en rotation. La surface projetée dans le plan perpendiculaire au coin est responsable de cet effet (Figure 42).

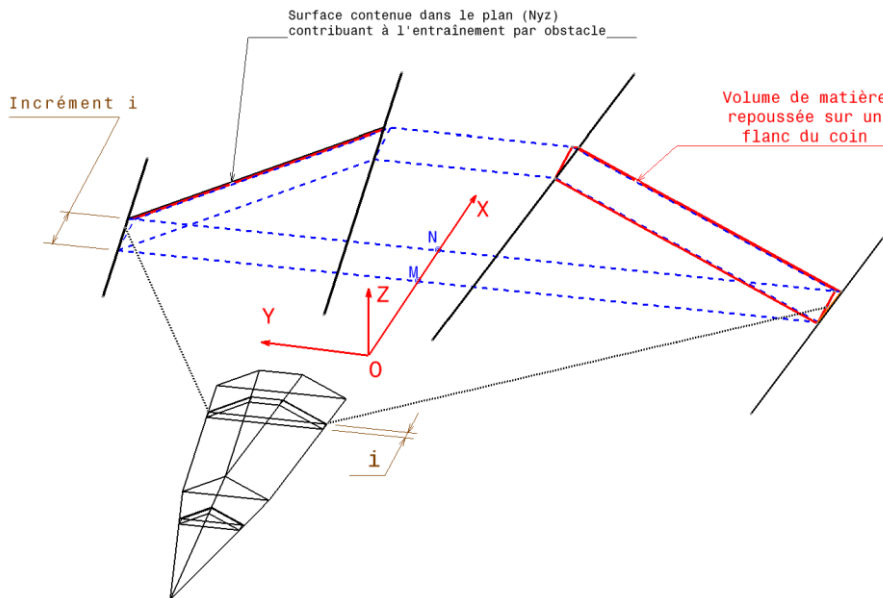
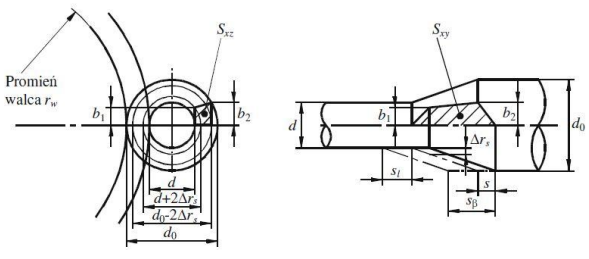
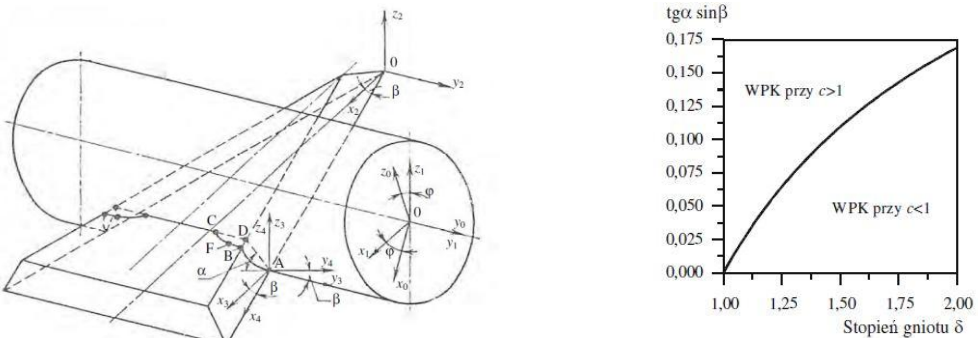
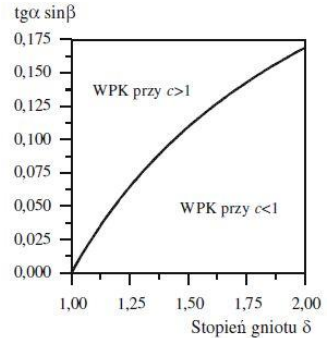


Figure 42 - Mise en évidence du rôle d'entraînement par obstacles d'un coin [THESE]

2.4.2.3 Les modèles de calcul des aires de contact

Là encore de nombreux auteurs ont proposés des expressions pour le calcul des surfaces et de leurs projections en fonction des paramètres géométriques

élémentaires. Ces différentes approches sont rappelées et comparées dans le détail par Pater 2009 [PAT09]. Les principaux résultats issus du document cité, sont présentés à titre d'information dans le Tableau 19.

Auteur	Modèles et expressions pour le calcul des surfaces
<p>Tsukamoto [PAT09]</p>	<div style="display: flex; justify-content: space-around; align-items: center;">  </div> $S_{xy} = \frac{1}{2}(b_1 + b_2) \frac{1}{2}(d_0 - d) = \frac{d_0^2}{4} \sqrt{\frac{\pi \operatorname{tg} \alpha \operatorname{tg} \beta}{2}} \frac{1}{\delta} \left(1 + \sqrt{\frac{1}{\delta}}\right) \left(1 - \frac{1}{\delta}\right), \quad (45)$ $S_{xz} = S_{xy} \operatorname{tg} \alpha = \frac{d_0^2}{4} \sqrt{\frac{\pi \operatorname{tg} \beta \operatorname{tg}^3 \alpha}{2}} \frac{1}{\delta} \left(1 + \sqrt{\frac{1}{\delta}}\right) \left(1 - \frac{1}{\delta}\right). \quad (46)$
<p>Tselikov et al. [PAT09]</p>	<p><u>Deux cas</u> : $c < 1$, ou $c > 1$ selon la condition</p> $\operatorname{tg} \alpha \sin \beta = \frac{\delta - 1}{\frac{r_i}{r_0} \left(\delta \pi - \delta \arccos \frac{1}{\delta} \right) + \sqrt{\delta^2 - 1}}. \quad (47)$ <div style="display: flex; justify-content: space-around; align-items: center;">   </div>

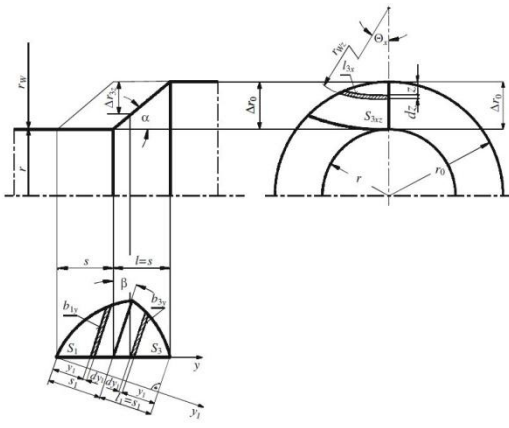
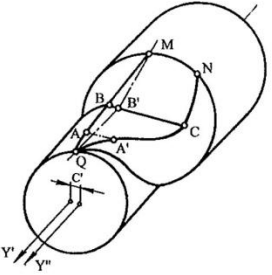
<p>Weronski et Pater [PAT09]</p>	<p>Trois cas : $c < 1$, $c = 1$, $c > 1$ (ici représentation du cas $c=1$)</p>  $S_{xy} = \frac{2}{3} r_0^2 \frac{\cos \beta \delta - 1}{\operatorname{tg} \alpha} \frac{1}{\delta} \sqrt{\frac{3}{1 \pm \frac{r_0}{r_w}} \frac{\delta - 1}{\delta}} \left[1 + \sqrt{\frac{\delta + 1}{2\delta}} \right], \quad (48)$ $S_{xz} = \frac{2}{3} \cos \beta r_0^2 \frac{\delta - 1}{\delta} \sqrt{\frac{3}{1 \pm \frac{r_0}{r_w}} \frac{\delta - 1}{\delta}}. \quad (49)$
<p>Shchukin et Kozhevnikov a [SHK08135]</p>	 $F_z = 0.47 D^2 \sqrt{\pi r_K \beta_{\text{appl}}} \delta^{-3} \operatorname{tg} \alpha \left[(\delta - 1) / \operatorname{tg} \alpha - \pi r_K \beta_{\text{appl}} \right]; \quad (50)$ $F_x = 0.47 D^2 \sqrt{\pi r_K \beta_{\text{appl}}^3} \delta^{-3} \operatorname{tg} \alpha (\delta - 1 - \operatorname{tg} \alpha \pi r_K \beta_{\text{appl}}); \quad (51)$ $F_y = 0.47 D^2 \sqrt{\pi r_K \beta_{\text{appl}}^3} \delta^{-3} \operatorname{tg} \alpha (\delta - 1 - \operatorname{tg} \alpha \pi r_K \beta_{\text{appl}}), \quad (52)$

Tableau 19 - Modèle de calcul pour les surfaces de contact

Les relations développées par les différents auteurs sont affichées sur les graphes de la Figure 43 dans le cas d'un pas de laminage inférieur à l'unité. Les surfaces sont adimensionnelles (division par r_0^2) ce qui permet la comparaison des caractéristiques avec des points expérimentaux obtenus par laminage de lopins de plomb [PAWE94].

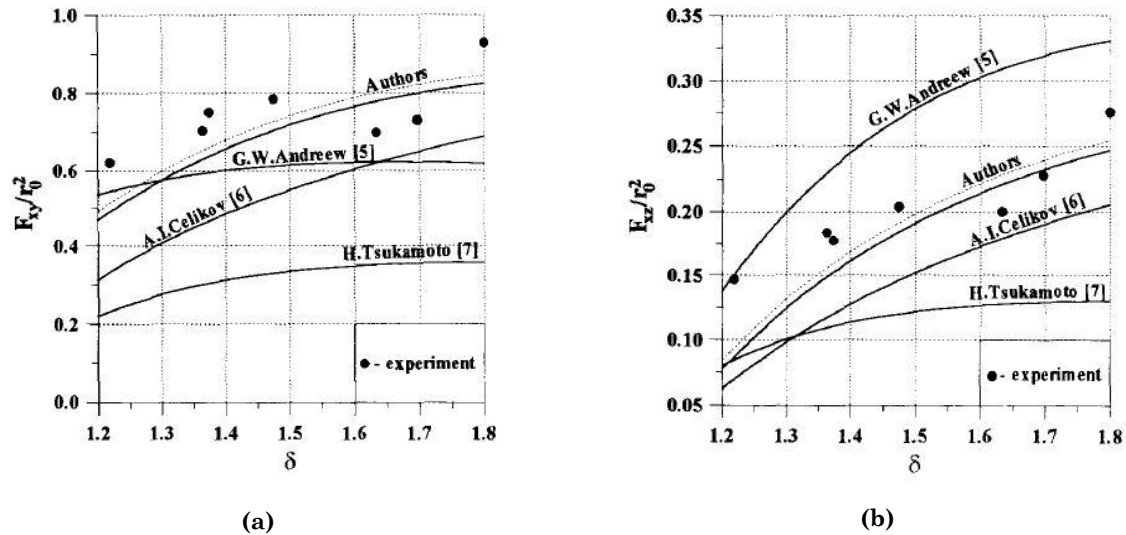


Figure 43 - Evolution des surfaces F_{xy}/r_0^2 et F_{xx}/r_0^2 en fonction du taux de réduction [PAWE94]

2.4.3 Visualisation du contact pour des géométries complexes

Les outillages industriels comportent généralement plusieurs coins dont la géométrie est complexe : variation d'angles, surface gauches, rayons de raccordement variables, correction d'inclinaison des plans, etc. Par conséquent, les expressions classiques développées dans le cas d'un coin élémentaire à simple réduction de diamètre, dont les flancs sont plans et ne comportant pas de congés entre plans, représentent des cas extrêmement simplifiés. Le besoin de visualiser les surfaces de contact et de les mesurer (aire, orientation, évolution...) est avéré en phase de conception d'outillage pour aider à la détermination des efforts, vérifier l'équilibre de pièces dissymétriques ou contrôler la validité d'une opération de mise en forme conformément au résultat escompté. La visualisation des géométries intermédiaires de pièce est rendue possible par la simulation numérique, bien que les applications actuelles en laminage transversal restent encore dans la plupart des cas trop complexes et trop longues à développer. Une alternative relativement peu coûteuse consiste à utiliser un logiciel de dessin tridimensionnel pour réaliser l'intersection entre un lopin cylindrique et l'outillage considéré et appliquer l'enlèvement de volume par soustraction booléenne sur le cylindre. Cette opération revient à éliminer le volume de matière correspondant à celui qui aurait été repoussé.

Dans le cadre des activités d'enseignement associées à la recherche à l'ENSAM, un groupe d'étudiants a développé une macro CATIA permettant de remplir les fonctions suivantes :

- Générer un lopin cylindrique dont le diamètre initial est précisé par l'opérateur ;
- Générer une géométrie de coin élémentaire de mise en forme simple réduction de diamètre, basée sur le paramétrage des angles et des longueurs sur un outillage plan ;
- Permettre l'importation d'un corps géométrique complet de matrice de type plan ;

- Générer des formes intermédiaires de lopin par “opération booléenne” de soustraction entre un lopin cylindrique et le coin de mise en forme de la matrice en format CAO 3D ;
- Visualiser et mesurer les surfaces d’interférences ;
- Exporter la géométrie obtenue.

Une application sur une préforme balustre type 9026 à double réduction de diamètre a permis de vérifier les écarts entre géométries obtenues sur des lopins d’acier et les géométries obtenues par enlèvement de matière virtuel. La Figure 44 présente des vues obtenues par la génération de préforme virtuelles en parallèle des préformes laminées au laboratoire. Il est nécessaire de signaler que les stries constatées sur chacune des deux images ne sont pas dues au même phénomène. Sur l’image de gauche (a), les marques proviennent des stries présentes sur la surface de matrice ; sur l’image de droite (b), il s’agit d’arêtes vives engendrées par le pas d’enlèvement booléen de matière généré en CAO.

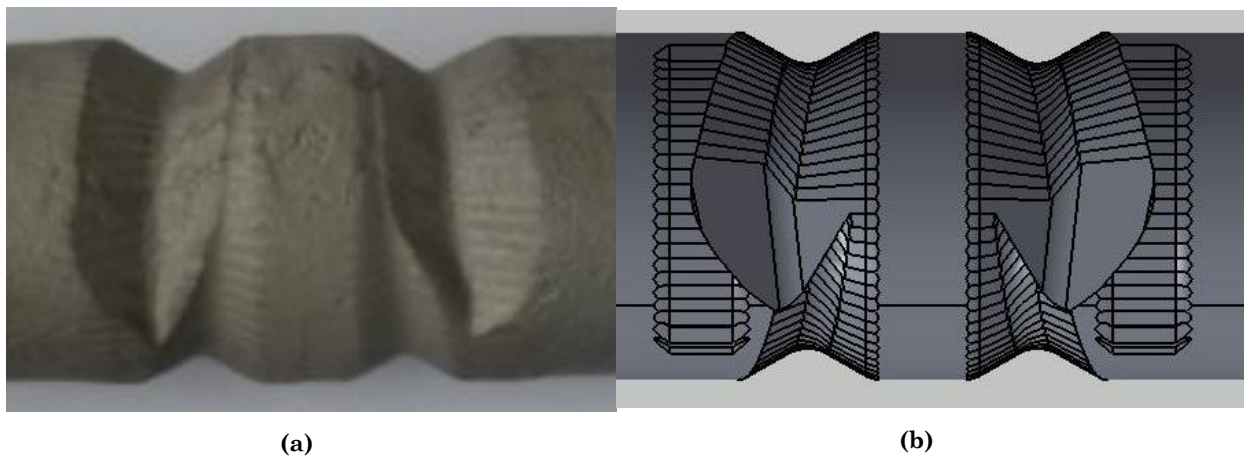


Figure 44 - Exemple de visualisation de surfaces de contact sur une préforme balustre 9026, après une rotation d’angle de 250 [THESE]

2.5 Condition d'adhérence requise pour l'entraînement en rotation de pièce

2.5.1 Genèse de l'instabilité en roulement / glissement

Pour comprendre les causes d'instabilité dans l'entraînement en rotation de pièce, une vision globale de la répartition de puissance est nécessaire. La puissance instantanée transmise à la pièce par l'outillage se répartit globalement sous deux formes : la puissance plastique d'une part et la puissance de frottement d'autre part.

L'équilibre entre ces deux grandeurs doit être respecté pour garantir l'obtention d'une pièce de qualité. Une trop grande part de la puissance consacrée à la déformation plastique entraîne un déficit de la puissance nécessaire pour mouvoir la pièce, ce qui conduit au blocage de pièce et à la création de défaut. A l'opposé, dès lors qu'une trop grande part de la puissance est consacrée à l'entraînement de pièce, ce qui se produit lorsque les surfaces entraînant sont trop grandes ou lorsque les surfaces se déplaçant par glissement sur l'outillage sont trop importantes, le rendement énergétique chute. Cet aspect est abordé au paragraphe (2).

L'instabilité de roulement/glissement se produit globalement soit de manière momentanée pour disparaître rapidement ensuite, soit de façon définitive au cours de la course de laminage. Dans les deux cas cette instabilité est créatrice de défauts.

Au cours des essais réalisés sur le banc à plaque de l'ENSAM Metz, comme au cours des essais sur laminoir à rouleaux de l'IWU Chemnitz, l'instabilité de l'entraînement en rotation de la pièce est parfois constatée.

2.5.2 Faits expérimentaux

Préalablement à la thèse, le développement d'une matrice de laminage à l'ENSAM est passé par une phase de mise au point expérimentale, démontrant la nécessité du choix pertinent des angles de coin afin de limiter la « prise de passe » en déformation plastique, tout comme la nécessité d'appliquer des stries importantes sur les surfaces de roulement pour assurer l'entraînement permanent de pièce.

2.5.2.1 Les essais « Roulement/Glissement »

Afin d'avancer dans la mise en évidence du rôle des surfaces entraînant, une matrice équipée de plaques amovibles est développée. L'intention est de pouvoir appliquer des états de surfaces différents sur les plaques afin d'identifier la version la plus appropriée. En se basant sur l'observation d'outillages existants, trois états de surface sont envisagés avec entre autres pour optique qu'ils doivent correspondre à une exécution industrielle courante :

- Stries réalisées par usinage ;
- Surface rugueuse brute d'électroérosion ;
- Surface revêtue par projection thermique ;

Dans un premier temps un jeu de plaques amovibles pourvues de stries usinées par une fraise hémisphérique de diamètre 5 mm et écartement entre passes de 1,4 mm, pour une profondeur de sillon de 0,1 mm. La référence du plan théorique de roulement est prise en fond de sillon, l'usinage entraîne ainsi des crêtes de stries en surépaisseur de 0,1mm par rapport aux faces actives de mise en forme.

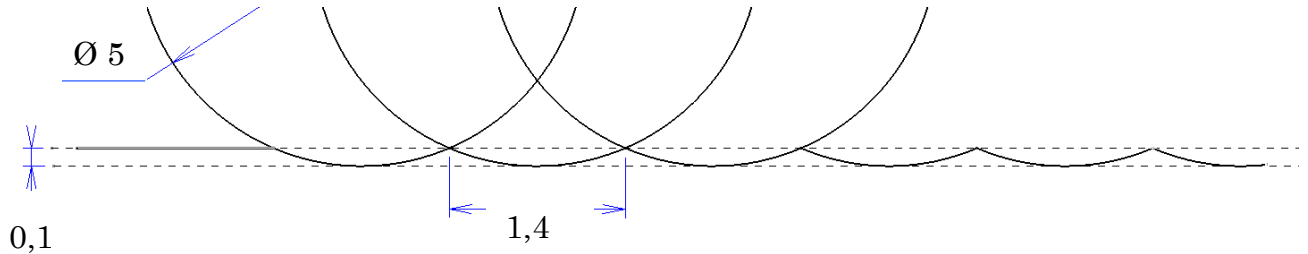


Figure 45 - Détail du profil de stries pour les zones d'entraînement

Les matrices sont du type simple réduction de diamètre (Figure 46) correspondant à la pièce « haltère » 9004. Les parties actives du coin de mise en forme sont laissées lisses d'usinage. Les deux matrices, rigoureusement identiques, sont équipées des plaques planes striées, lesquelles sont fixées par deux vis CHC. Des trous oblongs permettent l'ajustement des plaques sur le corps principal de matrice.

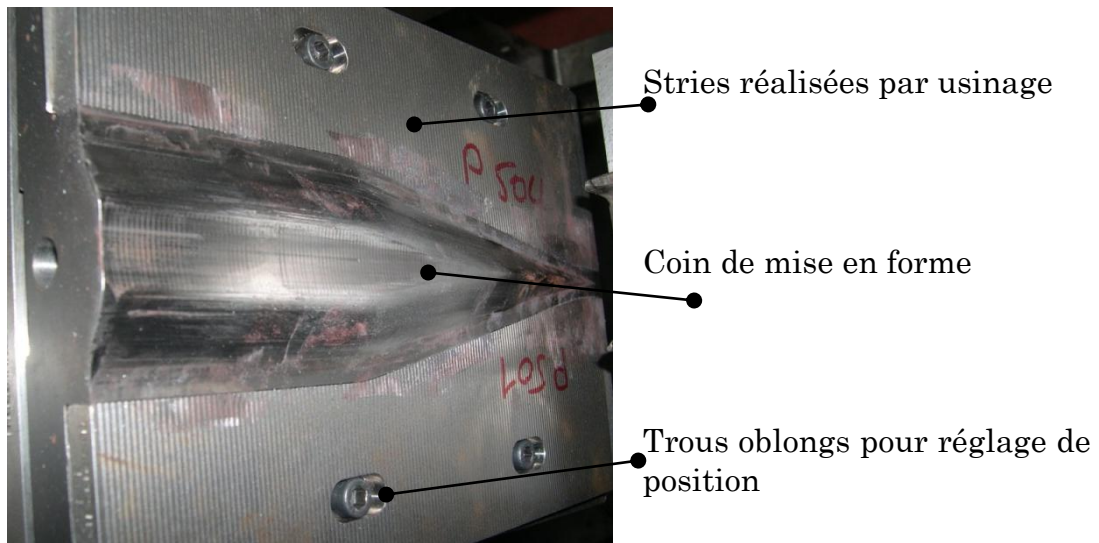


Figure 46 - Vue de la matrice simple réduction de diamètre équipée de plaques amovibles striées pour le laminage transversal de préformes type 9004 [THESE]

Les premiers essais sont effectués avec des lopins d'acier C17 de diamètre 22mm et de longueur 44mm chauffé à 1100°C. Afin de déterminer la course à partir de laquelle le glissement se produit éventuellement, une mire centimétrique est apposée sur un côté de matrice. Chacun des essais est filmé par ce même côté de manière à pouvoir être analysé en détail. Deux observations se dégagent à la suite de ces essais :

- La couche de calamine présente en surface de pièce joue un rôle prépondérant pour favoriser l'entraînement en rotation; en effet, si la durée du cycle de chauffe est prolongée, une couche de calamine de l'ordre de 0,05 à 0,1 mm se forme en surface de pièce. Cette couche, formée

d'oxydes de fer d'une dureté très élevée, se rompt lors de l'engagement en rotation. Les particules s'incrustent en surface de pièce et contribuent à créer une rugosité artificielle sur les parties actives, augmentant ainsi l'aptitude à transmettre le mouvement par adhérence. La présence de ce « troisième corps » est donc avantageuse pour augmenter artificiellement le coefficient de frottement lors de la phase de pénétration mais elle crée dans le même temps des défauts de surface nuisibles pour la qualité de pièce finale.

- Dans la plupart des cas, les lopins se mettent à glisser définitivement et la pièce est défectueuse (Figure 48 (a)). Dans le cas où la présence de calamine est moindre, la pièce « lisse » est en prise avec les surfaces entraînant striées, lesquelles ne suffisent pas à transmettre le couple de rotation nécessaire pour maintenir la pièce en mouvement face à la puissance plastique demandée. L'équilibre est rompu dès que la puissance plastique atteint un niveau critique pour lequel le « moteur » de la rotation de pièce n'est plus suffisamment puissant.

Ces constats ont donné lieu à une seconde campagne d'essais pour confirmer le rôle de la surface de roulement. Ainsi des lopins de longueurs supérieures sont employés afin d'augmenter la portée des surfaces de pièce en contact avec les bandes de roulement. La géométrie du coin étant inchangée, le seuil critique de roulement/glissement à partir duquel l'instabilité disparaît est recherché. De nouveaux essais sont menés dans les mêmes conditions que précédemment. L'unique paramètre variable est la longueur des pièces qui est de 44, 50, 55 ou 60mm. Pour chacune de ces quatre gammes, dix échantillons sont testés. Les résultats sont portés sur un graphe pour lequel le seuil se situe entre 55 et 60mm (Figure 47).

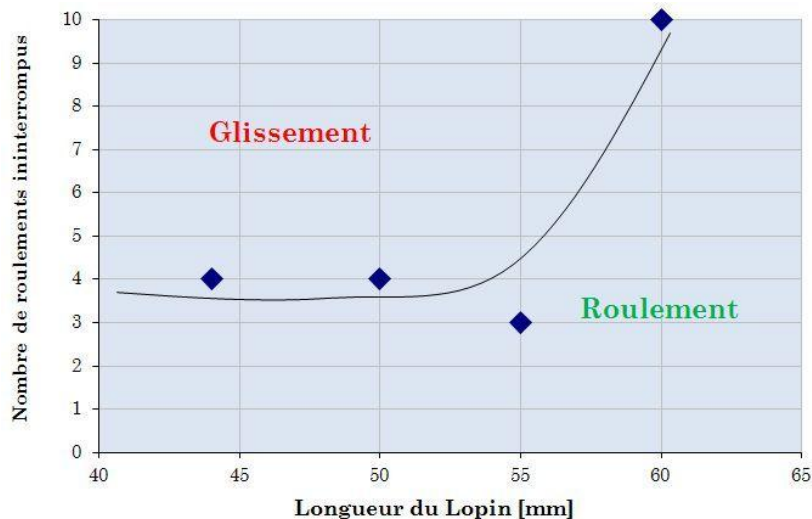


Figure 47 - Graphe du nombre de pièces dont le roulement se fait sans interruption en fonction de la longueur des pièces [THESE]

Les pièces issues d'un laminage au cours duquel un glissement apparaît de manière partielle ou complète subissent des déformations irréversibles de type méplat (Figure 48 (a)) ou des déformations angulaires importantes (Figure 48 (b) et (c)).

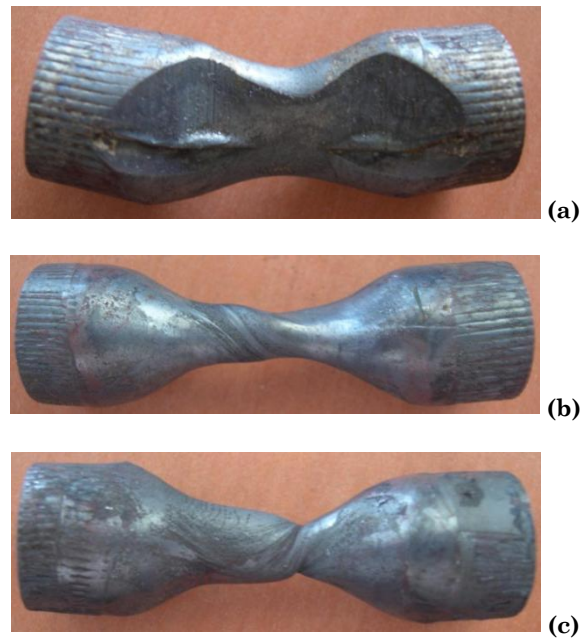


Figure 48 - Pièces type 9004 défectueuses, résultant d'une interruption partielle ou complète du roulement [THESE]

2.5.2.2 Expérience sur les préforme de bielle 9023

Dans le cadre des essais de mise au point de la préforme de bielle 9023 réalisé à l'IWU Chemnitz, les instabilités au roulement sont également observées. Les instabilités ne vont pas toujours jusqu'au glissement, mais dans le cadre de la fabrication d'une pièce symétrique, une variation importante des conditions de surface sur une partie de l'outillage conduit à obtenir des dissymétries sur les formes laminées. Les instabilités constatées ont trois causes :

- Les stries sont trop peu prononcées ;
- « Bourrage » de matière conduit au blocage de la pièce ;
- L'outillage est inadapté au coefficient de frottement du couple de matériau en présence ;

Cas des stries trop peu prononcées :

Les outillages possèdent des zones latérales comportant des stries, dont la géométrie est rectiligne, de forme oblongue, d'une largeur d'environ 2 à 3mm d'une profondeur de l'ordre de 0,5 à 1,5mm. Durant la première session d'essais (Juin 2009) certaines préformes guidées entre deux règles linéaires se bloquent en rotation par le fait que les extrémités ne sont pas suffisamment entraînées (Figure 49).

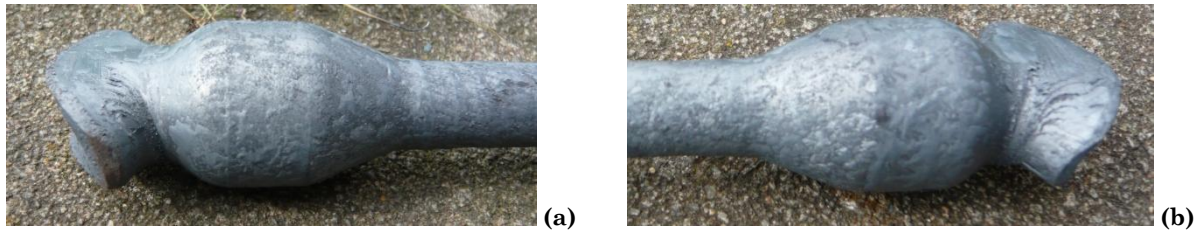


Figure 49 - Détail des extrémités de préformes de bielle 9023 interrompues en cours de laminage [THESE/IWU]

La modification des zones striées se fait par l'adjonction manuelle de nouvelles stries plus prononcées, notamment avec augmentation de leur longueur. Cette amélioration corrige le défaut (Figure 50).

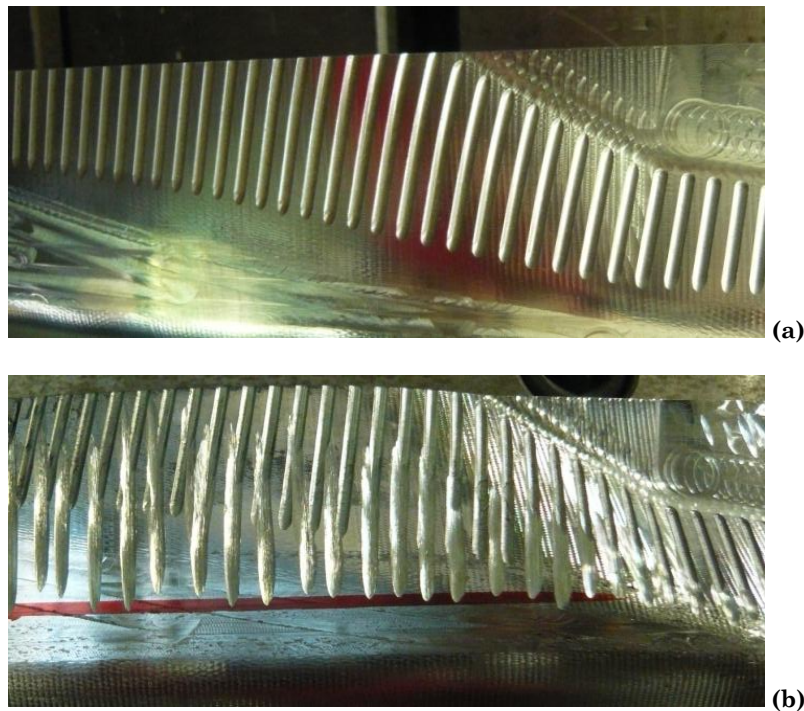


Figure 50 - Vue de détail de l'outillage de préforme de bielle type 9023, modification des stries sur les zones d'entraînement

Cas du « bourrage » de matière comme source de blocage de la pièce :

Cet effet se produit lorsque l'écoulement de matière n'est pas suffisamment maîtrisé. Dans le cas où, pour diverses raisons, le matériau déformable du lopin ne s'écoule pas longitudinalement de la manière attendue, une quantité trop importante de matière se retrouve emprisonnée entre deux coins de mise en forme. C'est le cas observé pour la préforme de bielle 9023 en acier C70S6 ainsi que pour les matériaux 38MnSiV5 ou 25CrMo4 qui, pour une même configuration de réglage du laminoir présente ce défaut de manière plus ou moins exacerbé selon le matériau. Pour cet exemple, deux causes sont identifiées : la première étant la variabilité du comportement de ces matériaux dont la contrainte d'écoulement est différente ; la seconde cause est très probablement liée à l'engagement prématuré du coin de mise en forme suivant avant que ne se termine l'opération de mise en forme en cours. Quelle qu'en soit la cause, les

conséquences directes d'une trop grande quantité de matière bloquées, sont respectivement, le bourrage de pièce dans l'entrefer, l'ovalisation de la section de pièce, l'arrêt de l'entraînement en rotation ; ces phénomènes apparaissant anarchiquement et contribuent mutuellement à l'apparition de défaut plus grand et conduisent à l'échec du processus de laminage.

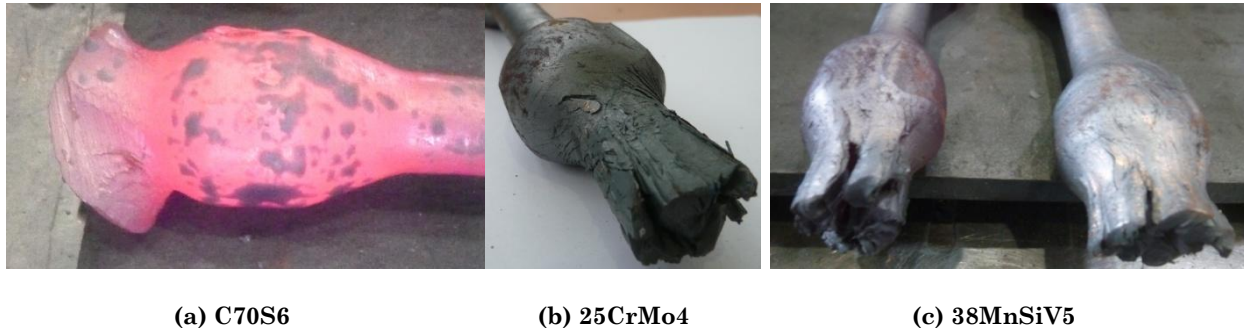


Figure 51 – Cas de bourrage de matière conduisant à un défaut d'entraînement [THESE/IWU]

Cas de l'outillage inadapté au coefficient de frottement du couple de matériau pièce-outil :

Cette situation est observée lors de la même campagne d'essais avec un lopin en CuAl10Ni5Fe4. Tous paramètres étant égaux par ailleurs, cet alliage est chauffé à 880°C, température qui correspond à la plage de travail appropriée pour la mise en forme (condition définie et testée au sein du laboratoire LCFC de l'ENSAM Metz). Quatre lopins sont laminés successivement et aucun ne se comporte à l'identique des autres. Parmi les phénomènes observés, un côté de la préforme glisse sur la matrice pendant que l'autre côté reste entraîné, un dépôt de ce matériau reste visible sur la surface d'outillage ainsi que sur les règles de guidage après laminage. Ce phénomène est propre au matériau CuAl qui manifestement a des caractéristiques tribologiques inappropriées pour être mis en forme sur cet outillage. Il convient très probablement de revoir les zones d'adhérence sur la matrice de manière à mieux adapter la rugosité ou de modifier la texture de surface afin d'adapter cette outillage au comportement de contact propre à ce matériau.

2.5.2.3 Bilan des observations expérimentales sur les causes d'instabilité

Les sources d'instabilité au roulement sont donc multiples et se conjuguent parfois ; parmi les causes possibles il est nécessaire de rechercher l'influence des paramètres suivants :

- Puissance de plastification requise est trop grande devant la capacité à fournir une adhérence ;
- Un défaut de parallélisme des plaques ou parallélisme des axes de rouleaux, contribue à un contact inégalement réparti ;
- L'entrefer mal ajusté : l'espace inter-matrice trop grand contribue à l'insuffisance de pénétration des aspérités d'outil dans la pièce. A l'opposé cet espace trop faible empêche l'écoulement longitudinal contribuant au blocage de pièce entre outils ;

- La présence de produits lubrifiants sur les matrices engendre du glissement ;
- Une texture de surface inégale ou trop peu marquée, par exemple, des stries trop peu profondes ou insuffisamment longues ;
- L’outillage n’est pas suffisamment rugueux (à l’échelle de rugosité micrométrique) pour une bonne adhérence en rapport avec le couple de matériau de la pièce et de l’outil ;
- Destruction de l’épaisseur de calamine sur la surface du lopin conduisant à créer artificiellement une rugosité de surface qui disparaît ensuite ;
- ...

2.5.3 Notion de coefficient de frottement critique

Les questions d’adhérence en laminage transversal étant prépondérantes, de nombreux auteurs s’intéressent à définir le seuil critique en deçà duquel le risque de glissement apparaît. Cherchant à définir une technique expérimentale pour prédire le coefficient de frottement initial, Lovell et al. 2000 proposent un modèle basé sur l’équilibre des moments s’exerçant sur la pièce. Il écrit la condition de rotation initiale du lopin sur des matrices planes, imposant que le moment de frottement d’adhérence M_F soit supérieur au moment des efforts normaux à la surface de pièce M_N [DTL00a].

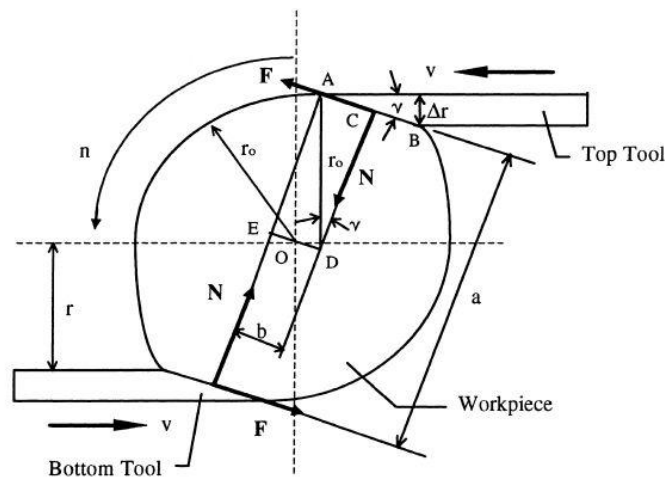


Figure 52 - Diagramme des efforts s'exerçant en laminage transversal [DTL00a]

Ce modèle simplifié (Figure 52), considérant une loi de frottement classique de type Coulomb ($F = \mu \cdot N$) et se basant sur une géométrie élémentaire d’un coin de mise en forme, permet d’écrire une inégalité sur le niveau minimum du coefficient de frottement de Coulomb μ :

$$\mu > \frac{1}{2} \left(\frac{2}{\Delta r / r_0} - 1 \right)^{-1/2} \quad (52)$$

Relation dans laquelle r_0 est le rayon initial du lopin et Δr la hauteur du coin de mise en forme. Lovell précise que cette équation est valable uniquement pour un outillage plan, car elle ne tient pas compte du rayon de rouleaux qui doit être selon lui pris en compte le cas échéant [LOV01].

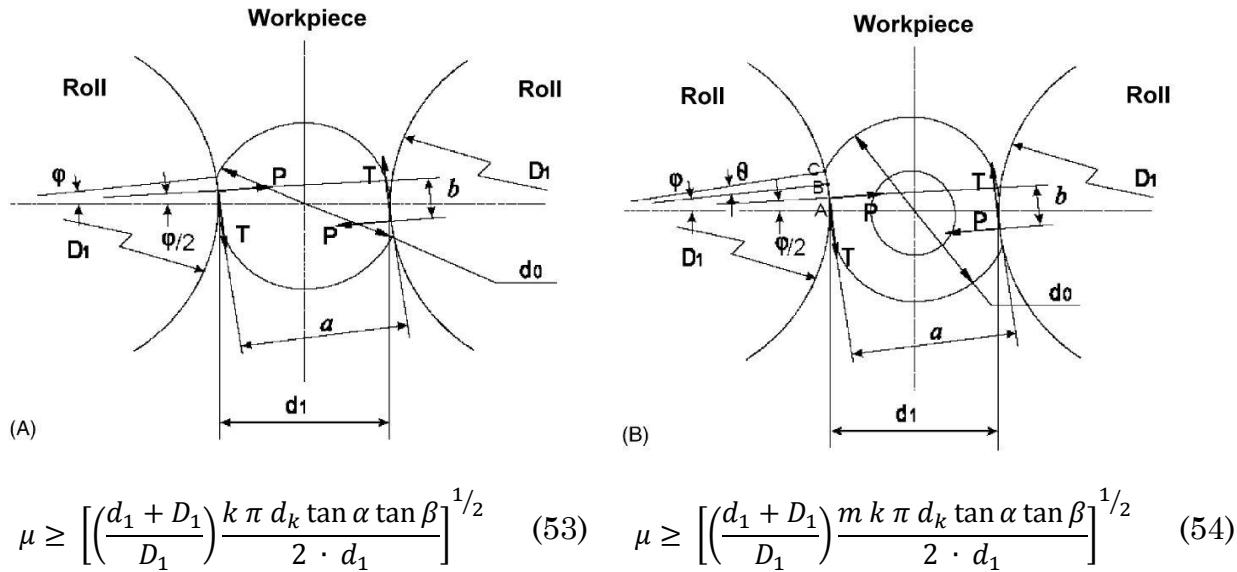


Figure 53 - Modèle de laminage de barre cylindriques pleines (a) et creuses (b) [ULMLKA06]

Le cas des outillages à rouleaux est étudié par Urankar et al. 2006 qui établissent sur le même mode des relations s'appliquant à des pièces pleines et creuses. L'écrasement plus important rencontré dans le cas du laminage de pièces creuses est pris en compte par le biais d'un paramètre supplémentaire appelé « paramètre d'ellipticité m » qui est le ratio des largeurs de contact entre la configuration barre creuse et barre pleine. La largeur de contact étant supérieur dans le cas d'une barre creuse, la condition $m > 1$ est vérifiée. Les relations validées par les auteurs sont rappelées sur la Figure 53 en association avec les schémas portant le détail des paramètres géométriques [ULMLKA06].

Enfin le cas particulier du laminage de pièces creuses par l'intermédiaire de matrices planes est déduit de l'équation (54) quand $D_1 \rightarrow \infty$ ce qui mène à l'expression :

$$\mu \geq \left[\frac{m k \pi d_k \tan \alpha \tan \beta}{2 \cdot d_1} \right]^{1/2} \quad (55)$$

2.5.4 La mesure de coefficients de frottement

La mise en place de dispositifs expérimentaux pour la mesure de coefficients de frottement est une opération assez complexe en général. La difficulté est accentuée en laminage transversal dans la mesure où les surfaces en contact (aire réelle de contact) et les pressions appliquées sur les zones de contact sont constamment changeantes.

Lovell 2001 propose une mesure du coefficient de frottement par la méthode pion-disque, faisant l'hypothèse qu'en début de phase de pénétration la surface du lopin en contact avec l'arête de mise en forme est assimilable à un cône d'angle au sommet 26° frottant sur un disque plan. Il se sert de la mesure de l'aire apparente de contact ramenée à l'effort normal sur le pion pour déterminer la pression de contact apparente P_a qu'il divise par la résistance au cisaillement du matériau du disque k pour déduire un facteur de cisaillement τ_k . Enfin, le tracé

du coefficient de frottement de Coulomb (μ) en fonction du facteur de cisaillement permet de définir trois régimes de frottement, dont l'un est particulièrement retenu pour des valeurs de $\tau_k > 1,7$. A titre d'exemple, le cas de l'aluminium A1100 à température ambiante qui glisse sur une surface en acier 4140, de rugosité $0,69\mu\text{m}$ lubrifiée à l'huile a un coefficient de frottement interfacial critique de 0,125 [LOV01].

Un autre dispositif dont le schéma de principe est reproduit sur la Figure 54 est utilisé par Shchukin. La mesure est faite par des capteurs d'efforts, qui fournissent la charge normale et tangentielle d'un lopin roulant entre deux plans lors de son passage sur une « balance » instrumentée [SHCH10]. L'hypothèse d'un frottement de type Amontons – Coulomb est posée, ce qui permet d'écrire :

$$\mu = P_x / P_z \quad (56)$$

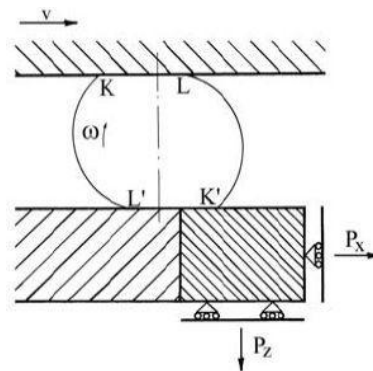
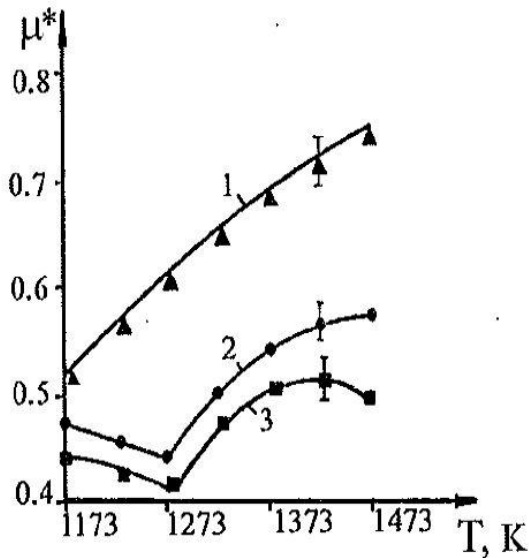


Figure 54 - Dispositif expérimental pour la mesure de contraintes normales et tangentielles en laminage transversal [SHCH10]

Au sein du même institut de recherche, Kozhevnikova publie en 2008 une étude expérimentale utilisant cette technique, laquelle fournit des résultats sur le coefficient de frottement d'un acier C45 en fonction de la température est de l'état de surface des matrices [KOZ08129].



1- Surfaces striées profondeur 1mm, pas 2mm

2- Surfaces fraisées, $R_z = 40\mu m$

3- Surfaces polies, $R_a = 2,5\mu m$

Remarque: l'auteur explique la rupture de pente des cas 2 et 3 vers 1273K par la diminution de la limite élastique des oxydes présents sur la pièce à cette température. La hauteur des aspérités de surface dépasse l'épaisseur de la couche d'oxyde pour le cas 1, ce qui explique l'absence de comportement à l'identique.

Figure 55 - Coefficient de frottement en laminage d'acier C45 en fonction de la température [KOZ08129]

2.5.5 Frottement anisotrope et texture de surface

L'analyse de l'opération de laminage, tant sur le plan expérimental que théorique conduit à conclure de la nécessité d'avoir un frottement anisotrope sur la surface de mise en forme. En effet, garantir le roulement de pièce impose l'implantation de stries comme cela est démontré précédemment (Figure 50) pour favoriser l'adhérence dans la direction de laminage (axe x). Simultanément, la nécessité de favoriser l'écoulement plastique longitudinal de la matière conduit à rechercher le glissement de la pièce sur l'outil. Ces deux exigences sont antagonistes mais pas incompatibles puisque la solution des stries est largement adoptée et donne de bons résultats. Cette solution engendre une contrainte tangentielle de frottement plus faible dans le sens longitudinal que dans le sens transverse.

Etant donné ce qui est exposé précédemment, le rôle de premier plan joué par les stries nécessite d'être précisé. La rugosité engendrée sur les surfaces de matrices par les opérations d'usinage et de finition permet le glissement de la matière du lopin sur la surface d'outillage et ne contribue pas de manière significative à l'entraînement par adhérence comme le montrent les observations expérimentales (chapitre 4). Le paramètre rugosité ou tout autre paramètre influent à l'échelle de quelques dizaines de micromètres, ne sont donc pas significatifs pour caractériser l'aptitude d'une surface à entraîner la pièce par adhérence. Il est nécessaire de créer des discontinuités à une échelle plus importantes (quelques millimètres) pour introduire une **texture de surface** suffisamment marquées. La littérature reste très vague sur ce sujet et aucune spécification ne semble être développée. En pratique, les stries sont fabriquées en phase de finition par usinage, et l'usage d'outils de meulage ou l'application de chocs par marteau-burin est évoqué par certains auteurs. L'absence de spécifications met en évidence le rôle majeur du savoir-faire pour apposer une texture de surface convenable.

2.5.6 Spécification d'une texture de surface

La Figure 56 propose une spécification de la texture de surface en vue de remédier à l'absence d'information généralement constatée. Le paramètre « texture de surface » jouant un rôle majeur dans l'aptitude de l'outillage à remplir la fonction d'entraînement, il doit être spécifié sur les plans d'outillage.

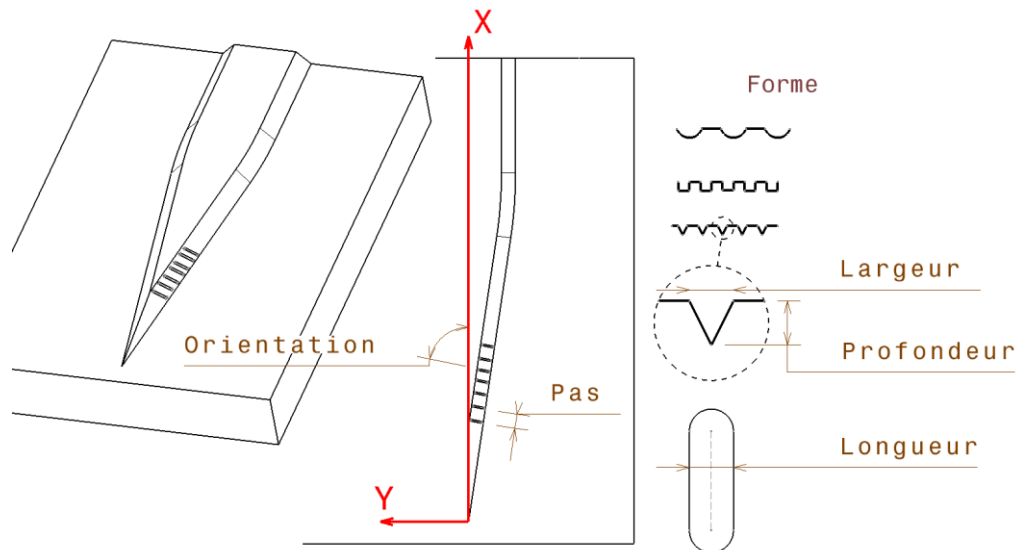


Figure 56 - Détail d'une proposition pour la spécification de texture de surface [THESE]

Les stries sont usinées en creux. La déformation concave qu'elles engendrent sur la pièce après le passage sur une rainure peut être repoussée ultérieurement par le contact sur les surfaces de la zone de calibrage sans conserver de défauts de surface.

Forme: au-delà de la forme de rainure dont le rôle durant les essais expérimentaux apparaît plutôt secondaire, c'est bien le caractère saillant des arêtes vives entre stries et surface de roulement qui joue un rôle équivalent à l'adhérence. La matière déformable du lopin est repoussée en fond de rainure et l'entraînement se fait par obstacle en contact avec le bord de la rainure.

Largeur: il est préférable de minimiser la largeur des stries car ce qui semble significatif c'est plutôt le rôle d'entraînement de l'arête vive ;

Longueur: ce paramètre doit être apprécié en fonction de la taille relative de la pièce et de la sévérité de la plastification qui est attendue. L'expérience montre que des stries trop faiblement marquées ne suffisent pas à transmettre l'effort tangentiel pour maintenir le roulement de pièce à un niveau suffisant.

Orientation: dans la mesure du possible, l'orientation des stries se fait généralement dans la direction longitudinale d'écoulement de la matière qui est recherchée.

Pas: l'écartement entre deux stries est en rapport avec la géométrie de la surface de contact pièce/outil. Le paramètre b , qualifiant la largeur de la surface de contact est à rapprocher du pas. Il est nécessaire de garantir que le pas entre deux rainures est inférieur à la valeur moyenne de b tout au long de l'outillage.

2.5.7 Sensibilité à la loi de frottement en simulation numérique

Modéliser des phénomènes de frottement avec les outils numériques est une thématique récurrente et fondamentale en mise en forme. Dans le cas du laminage transversal, la complexité des phénomènes se produisant tels que l’alternance adhérence/glissement, la présence de surfaces contaminées, la texture irrégulière des stries sur les surfaces... rend la tâche de simulation d’autant plus incertaine. Le paragraphe suivant dresse un tour d’horizon des modèles disponibles pour développer des conditions aux limites représentatives de phénomènes physiques d’ensemble.

2.5.7.1 Lois de contacts pièce/outil

En simulation numérique, lors du contact entre l’outil et la pièce chaude, la loi de contact qui s’appliquent aux nœuds des maillages associés à chacun des solides, permet de rendre compte des degrés de liberté de la matière par la définition de règles sur les mouvements autorisés, sur les vitesses et les contraintes de surfaces. Par exemple, la loi de contact unilatérale est caractérisée par une condition de non-pénétration [CHK95], qui en pratique correspond à une valeur limite au-delà de laquelle les maillages ne peuvent s’interpénétrer. Les équations régissant les grandeurs physiques sont alors des « artifices » dont les paramètres sont ajustés en fonction de la connaissance phénoménologique du procédé ou d’essais élémentaires pris en référence. Le Tableau 20 dresse un bilan des différentes lois utilisées en mise en forme pour qualifier les conditions de contact, d’après [BM7530], [TRANS095].

Type de Contact	Unilatéral	Bilatéral
	Le nœud du maillage pièce peut quitter le nœud du maillage de l’outil rigide	Le nœud du maillage pièce NE peut PAS quitter le nœud du maillage de l’outil rigide
Collant Hypothèse de continuité du vecteur vitesse à l’interface métal-outil Equivalent $\bar{m} = 1$	Unilatéral – Collant Le nœud ne glisse pas (Adhérence totale), il peut être désolidarisé dans le cas où la contrainte normale est négative	Bilatéral – Collant Quel que soit l’effort imposé sur le nœud, il n’a aucune liberté de déplacement
Glissant avec dissipation par frottement (Intermédiaire)	Unilatéral – « frottant » des lois de type Coulomb, Tresca, Norton-Hoff... sont utilisées pour affiner l’intensité des contraintes en fonction de la sévérité des phénomènes identifiés.	
Parfaitement glissant sans dissipation Equivalent $\bar{m} = 0$	Unilatéral – Glissant Le nœud glisse à frottement nul, le nœud peut être désolidarisé dans le cas où la contrainte normale est négative	Bilatéral – Glissant Le nœud ne peut quitter la surface quelle que soit la valeur positive ou négative de la contrainte normale, en revanche il peut se déplacer sur la surface avec un frottement nul.

Tableau 20 - Bilan des types de contact habituellement utilisés en mise en forme [BM7530], [TRANS095]

En pratique, dans le cadre des travaux de thèse, les simulations numériques effectuées avec des conditions de contact de type collant ($\bar{m} = 1$) ou de type parfaitement glissant ($\bar{m} = 0$) n’ont jamais permis d’aboutir à des résultats

dignes d'intérêts. Le contact « frottant » modulé ou non par le biais de différentes zones de contact auxquelles sont affectés des coefficients en rapport avec la texture de surface semble être la seule configuration favorable. Quant aux lois de frottement utilisées dans cette thèse pour les calculs avec FORGE© elles sont présentées dans le Tableau 21. La loi de type viscoplastique se révèle être la plus appropriée pour des raisons de temps de calcul, sensibilité au glissement, reproduction des effets induits par l'intensité du contact (voir détail au chapitre 4).

Loi de frottement	Intérêt
<p>Loi de Coulomb</p> $\tau_c = \mu_f \cdot p_c$ <p>(57)</p>	<p>Exprime la proportionnalité de la contrainte tangentielle à la pression de contact.</p> <p>Orienté dans la direction opposée à la vitesse relative entre l'outil et la pièce.</p> <p>Quelques résultats expérimentaux disponibles dans la littérature.</p>
<p>Loi de Tresca</p> $\tau_c = \bar{m} \cdot \frac{\sigma_0}{\sqrt{3}}$ <p>(58)</p>	<p>La contrainte tangentielle est proportionnelle au seuil maximum de cission pour un corps de Von Mises.</p> <p>Inconvénient, ne permet pas de prendre en compte la pression de contact. Difficulté de relier \bar{m} à des résultats expérimentaux</p>
<p>Loi viscoplastique de type Norton-Hoff</p> $\tau_c = -\alpha_f \cdot K_f \cdot \ \Delta v_g\ ^{p_f-1} \Delta v_g$ <p>(59)</p>	<p>C'est un modèle de type « couche-limite » habituellement utilisé pour reproduire un comportement visqueux proche de celui du matériau déformé.</p> <p>Il prend en compte une sensibilité à la vitesse de glissement.</p> <p>En pratique, il est difficile de déterminer expérimentalement les paramètres.</p> <p>Une étude interne au CEMEF démontre son efficacité en laminage transversal, notamment sur le plan de la réduction du temps de calcul [HCB08].</p>

Tableau 21 - Lois de frottement utilisées avec Forge 2009©, [BM7530], [TRANS095], [BABO95]

Felder, en se basant sur divers travaux établi à partir de la théorie de la vague plastique par Avitzur 1986 et Challen et Oxley 1984, indique que le lien entre μ et \bar{m} peut être établi de la manière suivante : La loi de Coulomb (μ) limitée Tresca (\bar{m}) repose sur un modèle microscopique de contact. Le corps déformable dont la contrainte d'écoulement est σ_0 a une rugosité schématisée par des dièdres de même angle. La résistance opposée par les creux à l'écrasement des sommets est supposée négligeable, malgré la présence éventuelle de lubrifiant. En analysant la déformation des dièdres sous l'effet de la pression de contact p et de la cission réelle de contact τ_R , le régime de Coulomb se termine pour une valeur de la pression de contact de l'ordre de $1,5 \cdot \sigma_0$. Ensuite, un régime se met en place où progressivement l'aire réelle de contact tend vers l'aire apparente et la cission macroscopique τ vers la cission réelle de contact τ_R . La dernière hypothèse faite avec ce modèle consiste à supposer que cette transition est acquise à $p = 1,5 \cdot \sigma_0$

et que l'écart de frottement est faible. En exprimant la cission macroscopique de contact lors de la transition supposée "brutale", on trouve que :

$$\tau = \mu \cdot 1,5 \cdot \sigma_0 = \bar{m} \cdot \frac{\sigma_0}{\sqrt{3}} \quad (60)$$

D'où

$$\bar{m} = 2,6 \cdot \mu \quad (61)$$

En pratique, un rapport de l'ordre de 2 est régulièrement utilisé par de nombreux auteurs.

2.5.7.2 Intérêt pour la loi de frottement viscoplastique

D'après Felder [BM7531] le choix d'une loi de frottement peut s'opérer en regardant le rapport (A) longueur de l'interface (b) sur hauteur de la zone de déformation. Il y a alors distinction entre deux configurations :

- $A \leq 1$ correspond à des zones de déformation « **massives** », la forme de l'idéalisation de frottement a alors peu de conséquences sur la vitesse et sur les contraintes. Le niveau de frottement peut être caractérisé par μ ou \bar{m} sans grande incidence sur les résultats. La loi de Tresca est alors plutôt choisie pour rendre la loi de frottement compatible avec le critère de plasticité.
- $A \gg 1$ correspond à la situation où les zones de déformations sont « **plates** ». Dans ce cas l'écoulement est globalement peu sensible à la forme de l'idéalisation de frottement, mais la distribution de contrainte y est beaucoup plus sensible, dans la mesure où le niveau de frottement est élevé. Une analyse plus fine des résultats obtenus par exemple pour diverses valeurs de A doit permettre de résoudre ce problème de choix.

Les résultats publiés par Kozhevnikova sur l'étude par la théorie des lignes de glissements [KOZ08112] et [KOZ08119], visibles sur la Figure 35, sont corroborés par les résultats de simulations numériques réalisés sur la préforme haltère. Dans le cas du laminage transversal, la déformation peut globalement être qualifiée de massive puisque les surfaces en contact sont plutôt faibles en regard du volume sur lequel s'applique la déformation plastique. La profondeur à laquelle l'effort normal va opérer une déformation est élevée par rapport à la largeur de contact pièce/outil.

Par ailleurs, la loi de frottement viscoplastique souvent appelée de type « Norton-Hoff » a démontré son efficacité dans l'amélioration des temps de calcul avec le logiciel FORGE [HCB08]. Cette loi est reprise par de nombreux auteurs comme cela est présenté dans l'étude de cas de la préforme « balustre » au chapitre 4. L'effet de couche limite de cette loi semble être bénéfique pour reproduire numériquement l'influence des variations de vitesse de glissement sur la transmission des efforts à l'interface pièce/outil.

2.5.7.3 Modéliser un frottement anisotrope

La mise en évidence du rôle du frottement anisotrope sur les surfaces latérales entraîne naturellement l'exigence de chercher à reproduire cette anisotropie sur le code de calcul utilisé. Les auteurs Mroz et al. 1994 [MRST94] proposent un modèle qui tient compte de l'orientation des aspérités de surface. Ce modèle intègre un frottement de Coulomb dont l'amplitude est variable selon l'orientation angulaire de l'effort tangentiel et de la vitesse de glissement locale. La Figure 57 présente l'allure des surfaces limites proposées par ce modèle.

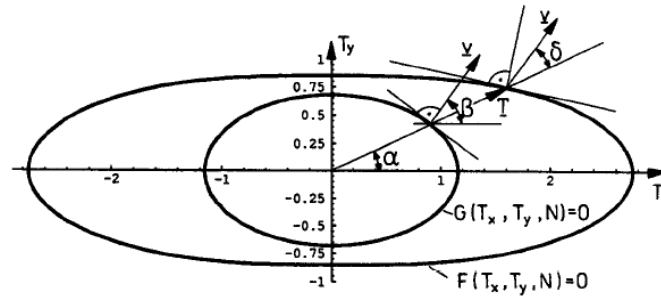


Figure 57 - Loi de frottement et de glissement générée par la surface de frottement limite $F=0$ et le potentiel de glissement $G=0$ [MRST94]

Jusqu'ici les simulations numériques réalisées avec le logiciel FORGE ont permis d'implanter des « niveaux » (Sets) différents pour la valeur du coefficient de frottement selon des zones délimitées sur l'outillage pour les bandes de roulement et les flancs des coins. Cette méthode est régulièrement retenue dans la littérature pour distinguer les zones portant des stries sur le plan des efforts tangentiels. L'utilisation d'un coefficient isotrope a cependant été conservée sur chacun des sets retenus. Il n'a pas été possible d'implanter une loi anisotrope basée sur un modèle qui tiendrait compte de l'amplitude de l'effort tangentiel et de la vitesse de glissement. Il serait intéressant de tester l'influence d'un tel modèle sur les résultats numériques pour vérifier s'il pourrait améliorer le caractère prédictif des déformations externes de la pièce.

2.5.7.4 Calage du coefficient et frottement minimum

La relation (52) de Lovell et al., appliquée au cas de la matrice simple réduction 9004 dans laquelle r_0 est le rayon initial du lopin 11mm et Δr la hauteur du coin de mise en forme 6,5mm conduit à définir $\mu > 0,32$. Cette valeur correspond à la valeur limite relevée, en dessous de laquelle le glissement apparaît dans ce qui a été observé dans la cadre des simulations numériques sur FORGE. Cette valeur de l'ordre de 0,3 pour un coefficient de frottement de Coulomb correspondrait en rapport avec ce qui a été dit précédemment à un coefficient de Tresca de 0,7 (ratio μ/\bar{m} de l'ordre de 2 à 2,5).

2.5.7.5 Couplage thermomécanique

Il existe des configurations pièce/outil pour lesquelles le coefficient de frottement peut varier de manière importante en fonction de la température de surface. Dans le cas d'un couplage thermomécanique fort, la résolution du système thermomécanique complet s'avère nécessaire pour prévoir la qualité

métallurgique de la peau de pièce [M3012], [FEL09]. L'étude de Huang et al. [HCB08] confirme non seulement ce couplage fort mais démontre également le rôle majeur de la vitesse tangentielle des matrices sur la nature des échanges thermiques, sur les temps de calcul et sur les interactions, température, vitesse de déformation et frottement. Il est alors requis non seulement de connaître une loi de frottement qui intègre la température comme paramètre significatif mais également de déterminer un calage à partir de relevés expérimentaux. Ceci n'a pas été développé dans cette thèse, même si des observations qualitatives ont été réalisées quant à l'intensité du refroidissement au contact pièce/outil.

2.6 Les efforts outil/pièce

La connaissance des efforts s'exerçant sur la pièce en cours de laminage intéressent les auteurs depuis plusieurs générations pour les raisons suivantes :

- (1) dimensionner les machines et déterminer la puissance d'entraînement nécessaire pour la mise en forme.
- (2) dimensionner les outillages en déterminant la dureté requise, établir des modèles d'usure d'outillage.
- (3) évaluer les efforts tangentiels à la surface de contact en lien avec un modèle et un coefficient de frottement associé à l'état de surface.
- (4) calculer les contraintes et les grandeurs mécaniques internes en fonction des paramètres de conception d'outillage ; minimiser ainsi la création de défauts sur les pièces et alimenter les modèles d'endommagement : En maîtrisant mieux les limites de l'apparition de striction, en limitant la concentration des efforts sur de petits volumes de matière, en adaptant la zone d'application des efforts de contact pour éviter les défauts de surface trop prononcés.
- (5) faciliter le calcul numérique et donner des valeurs de référence servant à la corrélation avec des résultats de simulation numérique.

2.6.1 Modélisation élémentaire

Généralement l'effort résultant outil/pièce s'exerçant sur une demi-pièce est présenté avec trois composantes exprimées dans un repère associé à la pièce (Figure 58).

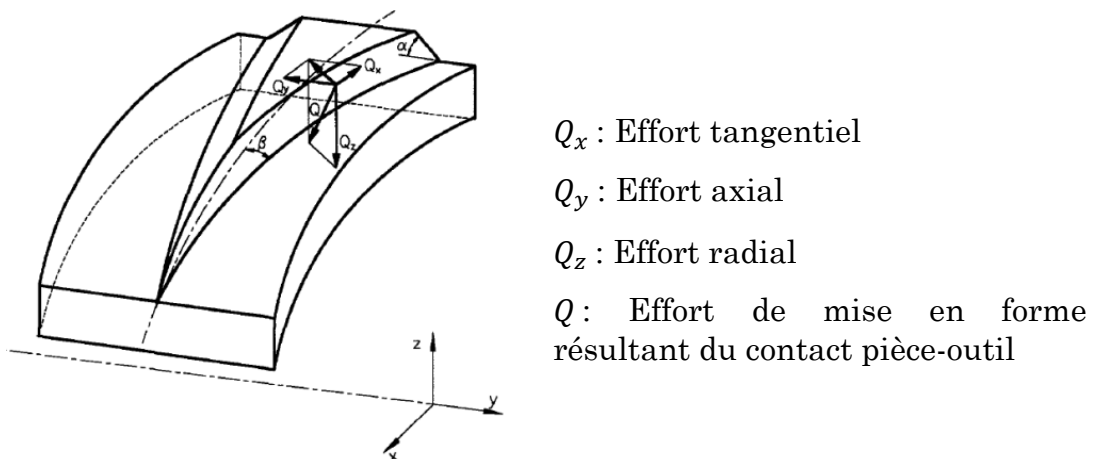


Figure 58 - Représentation des efforts s'exerçant sur la pièce [PAT97]

D'après Lorenz et al. [MANNSTRAMP08], chacune des composantes contribue essentiellement à être génératrice d'un mouvement ou d'une déformation particulière.

L'effort tangentiel cause la rotation de pièce autour de son axe. L'effort radiale génère la compression de matière et par conséquent produit la réduction de diamètre. L'effort axial est quant à lui moteur de l'écoulement de matière en direction longitudinale.

2.6.2 Quelques modèles de calcul d'efforts

Bien que des modèles de calcul formels de ces efforts soient publiés, il n'existe pas aujourd'hui de modèle complet et reconnu permettant d'exprimer les efforts résultants en fonction des paramètres principaux tels que la température de pièce, le comportement du matériau, la géométrie et la vitesse des matrices. Les paragraphes qui suivent présentent quelques résultats disponibles.

2.6.2.1 Modèle de calcul d'Andreev

Fu et al. 1993 présente le modèle de calcul de l'effort axial développé par Andreev

$$Q_y = \frac{D^2}{2\delta} \cdot \sqrt{\frac{\pi r \beta \tan \alpha}{\delta}} [\pi r \beta (\delta \mu_1 - \beta \tan \alpha) + \beta (\delta - 1) + \mu_2 (2i - 1) (\delta \cot \alpha - \cot \alpha - \pi r \beta)] \cdot \sigma_k \quad (62)$$

$$\mu_1, \mu_2: \text{Coefficients de frottements} \quad \sigma_k: \text{Pression normale unitaire} \quad i = \frac{2r\delta - 1}{\delta - 1} \quad r = \frac{d + D}{2D}$$

2.6.2.2 Modèle de calcul de Kaul 1984

L'amplitude des efforts de mise en forme sont proportionnels au diamètre initial du lopin : $F \sim d_0$

$$Q_x = K \cdot \left[\delta \mu_1 + \left(\beta \sin \alpha + \mu_2 \frac{4 R_T \delta - \delta - 1}{\delta - 1} \right) \left(\frac{\delta - 1}{\sin \alpha} - \frac{\pi R_{Wm} \beta}{\cos \alpha} \right) \right] \cdot \sigma_k \quad (63)$$

$$Q_y = K \cdot \left[\delta \mu_1 + (\sin \alpha + \mu_2) \left(\frac{\delta - 1}{\sin \alpha} - \frac{\pi R_{Wm} \beta}{\cos \alpha} \right) \right] \cdot \sigma_k \quad (64)$$

$$Q_z = K \cdot [\delta + (\delta - 1) \cot \alpha - \pi R_{Wm} \beta] \cdot \sigma_k \quad (65)$$

Avec

$$K = \frac{d_0^2}{2} \cdot \sqrt{\frac{\pi R_{Wm} \beta \tan \alpha}{\delta^3}} \quad (66)$$

$$\text{et } \delta = \frac{d_0}{d_1}$$

μ_1 : Coefficient de frottement sur la partie calibrage de la zone de contact pièce-outil (A_I) ; μ_2 : Coefficient de frottement sur la partie épaulement de la zone de contact pièce-outil. Avec $\sigma_k = 4.6 \cdot k_f$ si $\delta = 1.2$, et $\sigma_k = 3 \cdot k_f$ si $\delta = 1.5$

2.6.2.3 Modèle de calcul Peng 2010

L'effort axial est étudié par Peng et al. 2010 qui indiquent qu'il est un paramètre important dans le contrôle de la stabilité axiale du laminage et qu'il permet

notamment de prévenir la striction des pièces. L'étude [PEZH10] repose sur l'analyse des surfaces de contact théoriques et l'utilisation de caractéristiques liant la pression de contact à la contrainte d'écoulement du matériau en fonction du lieu considéré sur l'interface pièce/outil. Cette approche courante se fait sur le plan théorique et ne permet pas de prévoir l'évolution de l'effort tout au long de la course de laminage. Enfin, elle est comparée à des résultats de simulations numériques obtenus par la méthode des éléments finis ainsi que des résultats expérimentaux trop peu développés pour être valorisés.

2.6.2.4 Modèle de calcul IWU Chemnitz

Un modèle complexe a été mis au point par l'équipe de l'IWU Chemnitz pour prévoir l'évolution des efforts le long du coin de mise en forme. Ce modèle très affiné n'a pas été publié ; son développement est long et ne peut être présenté en détail ici. Il se base sur le paramétrage très fin de la géométrie de la surface de contact pièce/outil en faisant appel à une cinquantaine de paramètres géométriques, rhéologiques ou tribologiques.

Ce modèle comporte les étapes suivantes :

- le calcul des surfaces de contact sur chaque zone de l'outillage (pénétration, étirement, calibrage) ;
- l'hypothèse d'un lien proportionnel entre pression de contact et contrainte d'écoulement est posée, cette dernière étant issue de l'équation de Hansel-Spittel. La pression est posée égale à environ trois fois l'opposé de la contrainte d'écoulement.
- le calcul de l'effort radial est réalisé par une relation du type :

$$Effort = Surface \times Pression$$

La surface est variable et dépend de nombreux paramètres géométriques évolutifs. La contrainte d'écoulement tient compte de manière fine de la température de pièce et intègre une correction prenant en compte l'échauffement interne engendré par la déformation plastique.

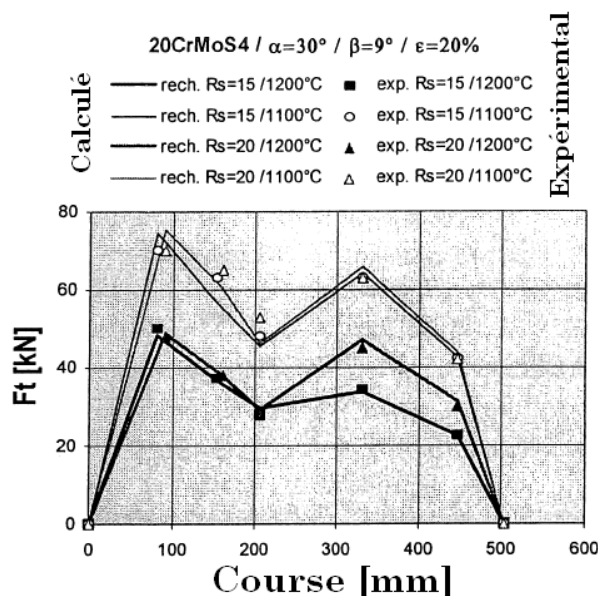


Figure 59 - Comparatif de l'effort tangentiel au cours du laminage d'une préforme haltère de

diamètre initial 50mm. Résultats expérimentaux / calcul [IWU Chemnitz, non publiés]

Bien qu'assez prédictif, ce modèle reste très complexe à mettre en place et utiliser. La totalité des paramètres n'est pas encore suffisamment explicitée pour en permettre une exploitation suffisante à l'ENSAM ; la collaboration entreprise dans le cadre de cette thèse avec les partenaires de l'IWU Chemnitz doit permettre de développer cette voie.

2.6.3 Bilan comparatif des modèles de calcul d'efforts résultants

Les efforts s'exerçant sur la pièce durant le laminage peuvent être rapportées à trois composantes (tangentielle, axiale, radiale) exprimées dans le repère instantané associé à la pièce. Le calcul de ces efforts résultants via des relations analytiques est une thématique assez ancienne, qui selon Fu et al. est décrite par les auteurs Andreev et al. en 1972, Shchukin et al. en 1982, HU et al. en 1985. Ces relations sont établies en simplifiant l'étude au cas d'une compression latérale en considérant un chargement statique [FD93].

Le processus global d'estimation des efforts revient à établir la géométrie de la surface de contact dans un premier temps et ensuite calculer l'effort correspond en posant une hypothèse sur la répartition de pression de contact.

La tentative entreprise dans cette thèse d'unifier tout ou partie des modèles est restée vaine dans la mesure où les modèles présentés sont souvent incomplets dans leur description, manquent de détails sur les paramètres et les valeurs numériques retenues pour leur validation et sont parfois basés sur des hypothèses trop limitées.

Il n'existe pas aujourd'hui de modèle reconnu -par la communauté « publiante »- en laminage transversal sur l'estimation d'efforts qui pourrait se résumer à l'expression suivante :

$$Q = f(\sigma_0, \bar{\epsilon}, \dot{\epsilon}, T, \alpha, \beta, \text{course}, \text{frottement})$$

2.6.4 La mesure d'efforts résultants

La mesure d'efforts résultants est nécessaire pour valider les modèles proposés ici. La mise en place d'un dispositif de mesure d'effort dans le cas d'un laminoir à plaques est une opération délicate dans la mesure où la charge roule. La localisation de l'effort est par conséquent changeante.

Dans le cas d'un laminoir entraîné par des vérins hydrauliques, la mesure indirecte de l'effort tangentiel peut se faire via l'acquisition du signal de pression hydraulique en appliquant des corrections pour estimer les pertes dans le laminoir. Neugebauer et al. présentent en 2001 [NKG01] ce type de mesure sur une préforme haltère de diamètre initial 50mm. Le matériau testé est supposé être un acier 20MoCrS4 en référence à une autre étude sur des pièces identiques [GHKM98]. Les résultats de mesure de l'effort tangentiel sont donnés pour deux taux de réduction de 20 et 40%. La Figure 60 est intéressante à plusieurs titres : d'une part parce qu'elle fournit des résultats expérimentaux ce qui est rare dans la littérature sur le laminage transversal ; d'autre part parce que ces résultats

sont issus d'essais menés sur un laminoir FBQ100/1600 équipé d'un outillage à simple réduction de diamètre. Une configuration équivalente a été utilisée dans le cadre de cette thèse et les résultats sont présentés au chapitre 3.5.

En ce qui concerne le banc d'essais de l'ENSAM, un dispositif de mesure intégrant plusieurs capteurs piézoélectriques implantés en dessous ou latéralement des matrices a été imaginé. L'utilisation de lames souples pour contrôler et décomposer l'effort résultant en trois composantes élémentaires est envisagée. Néanmoins la mise en place de cette acquisition n'a pas été développée dans le cadre de ce travail, n'étant ni budgétée ni prévue au programme du projet de thèse initial.

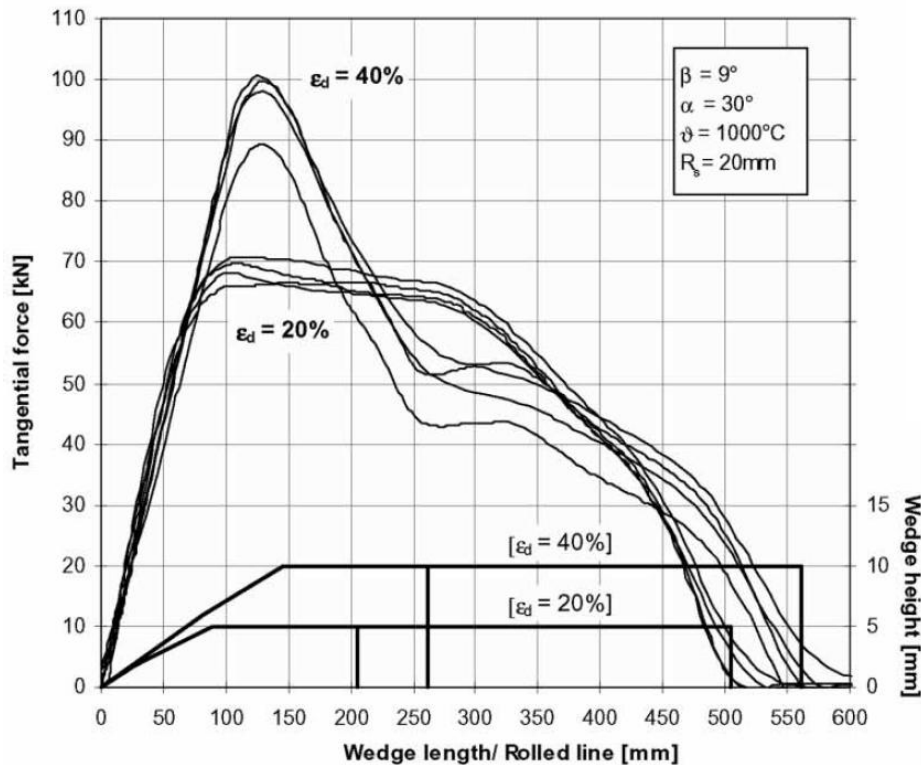
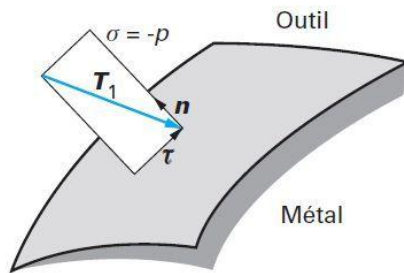


Figure 60 - Influence de la géométrie de coin sur l'effort tangentiel [NKG01]

La mesure d'efforts résultants est facilitée sur les laminoirs à rouleaux par la possibilité d'implanter d'une part un capteur de couple et d'autre part de mesurer l'effort sur des paliers « flottants » dont la rigidité (déplacement en fonction de l'effort est connu).

2.7 La pression de contact

De la nécessité de connaître les efforts, ou au moins d'en estimer l'amplitude naît le besoin de mesurer la pression de contact. La pression de contact est définie comme l'inverse de la contrainte normale à la surface, se calculant comme l'effort normal rapportée à la surface élémentaire sur laquelle cet effort est considéré (Figure 61). L'expression pression de contact sous-entend généralement le qualificatif « moyenne » dans le cadre du laminage transversal. La plupart des publications sur ce sujet s'intéressent à déterminer une valeur moyenne qui sera ensuite prise en compte pour l'intégration dans un modèle de calcul formel ou numérique [PAT97]. Il faut préciser alors que l'utilisation de l'expression « pression de contact » est une forme d'abus de langage, dans la mesure où comme en laminage classique il faudrait probablement parler de profil de pression le long de la zone de contact [M3066]. Les essais réalisés en compression rotationnelle le confirment par ailleurs (voir paragraphe 2.1). L'effort tangentiel de friction est proportionnel à la charge normale et la cission proportionnelle à la pression de contact dans le cas d'un modèle de frottement de type Coulomb.



$$p = -\frac{dF}{dS} \quad (66)$$

Figure 61 - Aspect macroscopique du contact pièce-outil, définition du vecteur contrainte
[BM 7530]

2.7.1 Hypothèses sur l'allure du profil de pression

En se basant d'une part sur les observations de Kasuga et al. en compression rotationnelle [KTF73] et d'autre part sur les résultats connus en laminage [M3066], l'hypothèse simplifiée d'un profil de pression en forme de « pot de fleur renversé », possédant un palier constant peut raisonnablement être faite. De plus, étant donné que la compression s'opère non seulement dans la direction radiale de la pièce, mais également longitudinalement, il faut probablement utiliser un profil tridimensionnel possédant un point neutre situé sur l'axe normal à la zone de contact (Figure 62). L'amplitude de la pression sera d'autant plus grande que la surface de la zone de contact est faible. La définition de la limite de la zone de contact peut s'énoncer comme le lieu des points où la pression de contact s'annule.

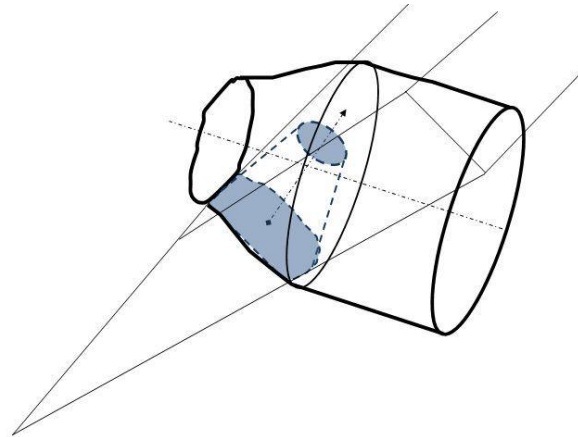


Figure 62 - Vue de la zone de contact et du profil tridimensionnel de pression

2.7.2 Modèle de Pater 1997 pour l'estimation de la pression moyenne de contact

Face à la nécessité de posséder des outils formels et simples de calcul des efforts pouvant être utilisés dans le cadre de projets industriels, Pater 1997 suppose que la pression moyenne unitaire en laminage transversal est équivalente à celle régnant sur le convergent d'un outillage d'extrusion lors d'une réduction de diamètre d'une barre cylindrique (Figure 63). Son étude se base ensuite sur cette hypothèse de similitude sur la réduction de diamètre pour estimer l'allure du ratio adimensionnel de la pression moyenne (q_m) sur la contrainte d'écoulement (σ_0) en utilisant deux approches théoriques :

- La méthode de « l'énergie » : s'appuyant sur l'équilibre d'une tranche, il fait le bilan des énergies introduites et des énergies dissipées, qui se composent du travail des forces extérieures, du travail de déformation plastique et du travail des forces de frottement ;
- La méthode de la borne supérieure : basée sur l'hypothèse d'un champ de vitesse sphérique décrivant de l'écoulement plastique, développé par Avitzur 1968.

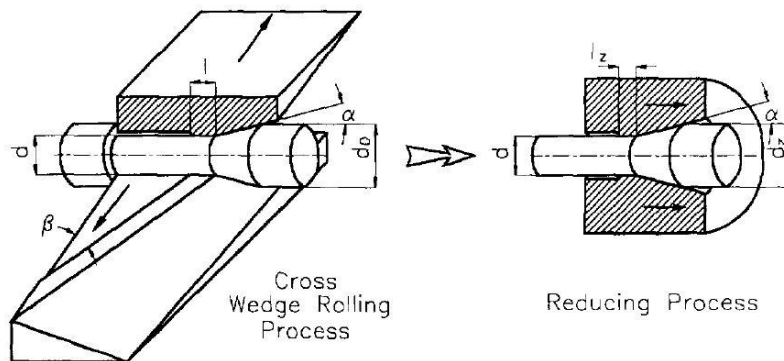


Figure 63 - Hypothèse de similitude entre une réduction de diamètre obtenue par laminage transversal et celle obtenue par extrusion [PAT97]

Les principaux résultats présentés par Pater sont les deux expressions fournissant le rapport de pression de contact sur la contrainte d'écoulement, dépendant d'une part de la géométrie d'outillage (angles α et β et rapport de réduction δ) et d'autre part des coefficients de frottement m et m_k :

$$\frac{q_m}{\sigma_0} = \frac{8}{[(\delta+1)^2-4]} \left[\ln\left(\frac{\delta+1}{2}\right) + \frac{m_k}{2\sqrt{3}} \pi \lambda \tan \beta \right] + \frac{m}{\sqrt{3} \sin 2\alpha} \cdot \frac{(\delta+1)^2+4}{(\delta+1)^2} \quad (67)$$

$$\frac{q_m}{\sigma_0} = \frac{8}{\sqrt{3} [(\delta+1)^2-4]} \left[\left(\frac{f(\alpha)}{\sin^2 \alpha} + m \cdot \cot \alpha \right) \cdot \ln\left(\frac{\delta+1}{2}\right) + \left(\frac{2\alpha - \sin 2\alpha}{2 \sin^2 \alpha} \right) + \frac{m_k}{2} \pi \lambda \tan \beta \right] \quad (68)$$

Avec $\lambda = (2,587 - 1,557 \cdot \delta^{0,3528}) \cdot (0,00355 \cdot \alpha + 0,927) \cdot \beta^{0,0568}$ et

$$f(\alpha) = \frac{1}{2} \left[\sqrt{12} - \cos \alpha \sqrt{1 + 11 \cdot \cos^2 \alpha} + \frac{1}{\sqrt{11}} \cdot \ln\left(\frac{\sqrt{11} + \sqrt{12}}{\sqrt{11} \cos \alpha + \sqrt{1+11 \cdot \cos^2 \alpha}}\right) \right] \quad (69)$$

Les relations (67) et (68) conduisent ainsi à obtenir l'encadrement de la pression de contact par des limites inférieures et supérieures.

2.7.3 La mesure de la pression de contact :

L'intérêt pour la mesure de pression de contact est piloté par les mêmes exigences que celles citées pour les efforts, c'est-à-dire: alimenter les calculs d'efforts, minimiser la création de défauts, connaître la sévérité du contact, les conditions d'usure, vérifier la tenue d'outillage, etc.

Un dispositif de mesure de pression de contact a été développé au laboratoire, dans le cadre de cette thèse. Le système de mesure se compose d'un pion inséré dans la matrice et d'un capteur piézoélectrique de charge maximum 2500N. Le détail de la conception et des essais préliminaires est décrit dans l'article intitulé «Contact Pressure Measurement System in Cross Wedge Rolling », présenté à la conférence Advances in Materials and Processing Technologies 2010 [MLB10].

2.7.3.1 Analyse de l'existant et recommandations pour la conception

De nombreux systèmes ont été développés dans le passé pour mesurer la pression de contact dans les procédés de laminage ou pour le forgeage de pièces massives. La technique employée, désignée par l'expression « pion-capteur », est aujourd'hui largement utilisée dans l'étude de la mise en forme des métaux en laboratoire ou dans l'industrie. Ce type d'acquisition est mis en œuvre aussi bien pour mesurer des charges normales que tangentielles, fournissant une estimation moyennant des hypothèses sur le coefficient de frottement ou permettant la corrélation avec des résultats de simulation numérique. C'est ce dernier point qui a guidé en particulier les expériences menées dans le cadre de la thèse.

Des montages très variés sont proposés par divers auteurs tels que Lupoi et al. qui utilisent une structure se déformant sous la charge transmise par le pion, la déformation du corps de pion étant mesurée par une jauge d'extensométrie (Figure 64 (a)) [LUOS05].

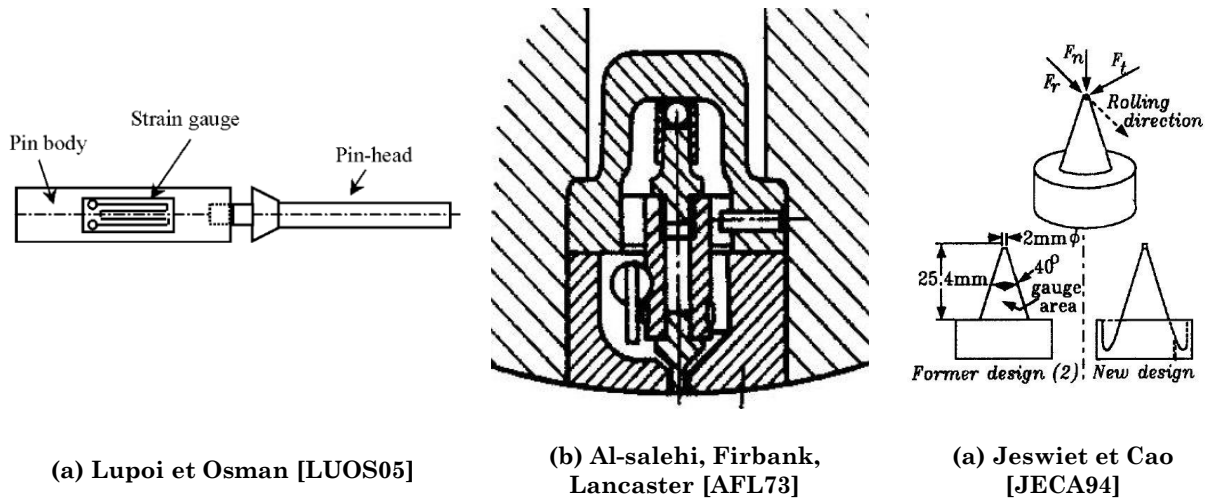


Figure 64 – Dispositifs de mesure d'efforts de surface

Al-Salehi et al. 1973, utilisent un pignon de transmission d'effort pour une application de laminage à froid (Figure 64 (b)) ; les auteurs mettent en évidence avant tout l'importance d'avoir une section de pignon aussi petite que possible afin d'approcher le point idéal. Ensuite, ils indiquent qu'un ajustement de haute précision entre le pignon et son logement doit être réalisé pour minimiser les frottements et éviter l'extrusion inverse du matériau. Enfin, une autre condition de conception essentielle est rappelée, à savoir de se prémunir des variations locales importantes de raideur radiale qui conduiraient à des perturbations de la valeur mesurée. Le montage de mesure ne doit pas influencer le processus de laminage dont il faut mesurer une grandeur, au risque d'obtenir des résultats erronés [AFL73]. Par exemple, modifier la rigidité d'une surface d'outillage pour implanter un capteur contribue à modifier l'effort normal au passage de la pièce, ce qui augmente l'incertitude de mesure sur la grandeur recherchée.

Jeswiet et al. 1994, utilisent un pignon conique de diamètre 2mm à son sommet (Figure 64 (c)). L'intérêt de cette configuration est de pouvoir mesurer des efforts tangentiels en même temps que des efforts normaux. Ce type de capteur est utilisé pour la mesure sur un laminoir à tôles d'aluminium laminées à froid [JECA94].

Plus récemment, Placak et al. 1996 ont appliqué cette technique sur des procédés à chaud, en mettant l'accent sur la position relative du pignon afin d'atteindre des résultats les plus réalistes en matière de contraintes de contact. Une position verticale optimale du pignon est déterminée en tenant compte de la déformation élastique et de la surface environnante de la matrice [PBO96]. Lupoi et al. présentent en 2005 une analyse générale de cette technique de mesure de pression, soulignant la complexité de ce type de mesure, en particulier en raison des efforts de cisaillement tangentiels provoqués par la matière, des fortes températures et de la propagation de chaleur par conduction, mais aussi en raison de la présence de calamine [LUOS05]. Ces conditions sévères obligent à isoler au mieux le capteur de cet environnement agressif, ce que font Lupoi et al. qui appliquent une couche de zirconium en surface.

En outre, le pion doit être libre de se déplacer afin de s'adapter aux déformations élastiques dans sa direction axiale. Concernant la position de sa tête, Plancak et al. recommandent d'apporter une attention particulière à l'écart entre la surface de pion et la surface de matrice afin d'éviter soit un retard dans l'établissement du signal (cas du pion situé au-dessous de l'interface), ni un saut initial artificiel (impact initial par indentation dans le matériau). Selon Plancak et al. ainsi que de la même manière Lupoi et al., la position initiale doit être légèrement au-dessus de la surface d'une distance de 1 à 2 dixièmes de millimètre [PBO96] et [LUOS05]. Concernant le guidage en translation du pion, Plancak et al. utilisent un jeu de 0,04mm entre le logement et le pion de diamètre 2mm.

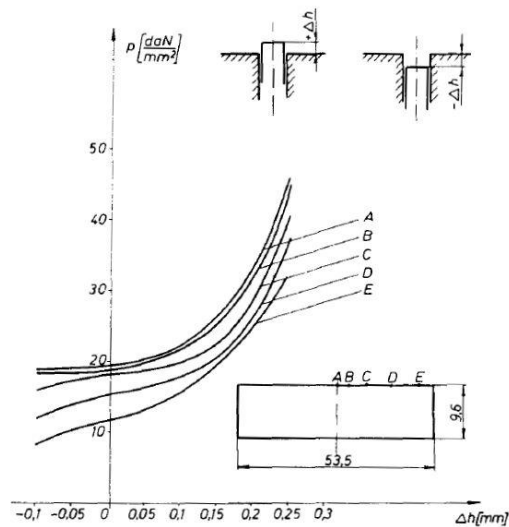


Figure 65 – pression de contact mesurée en 5 points lors de l'écrasement entre tas plan de lopin en aluminium [PBO96]

2.7.3.2 Montage pion + capteur d'effort piézoélectrique utilisé à l'ENSAM

À notre connaissance, la littérature ne présente aucune application de cette technique de mesure appliquée au laminage transversal. La conception d'un montage de mesure pion-capteur, le choix d'un capteur d'effort piézoélectrique et la validation expérimentale de ce dispositif ont été réalisés dans le cadre de cette thèse.

Une matrice à simple réduction de diamètre type 9004 est utilisée pour implanter un montage conçu au laboratoire. Le pion est monté dans un logement dont l'axe est orienté selon la normale locale au flanc de mise en forme (voir la Figure 66).

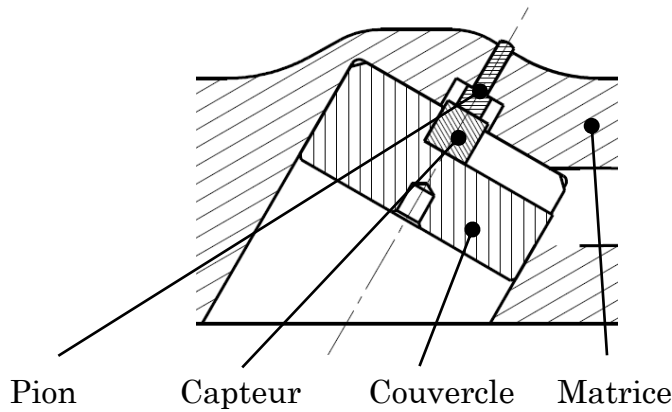


Figure 66 - Vue en coupe du montage pion + capteur

Sous le pion, est monté un capteur piézoélectrique, logé dans une rainure du couvercle support. L'ajustement entre le pion et son logement est de type ISO 286 H7g6 afin de permettre un guidage précis et d'éviter l'arc-boutement du pion. De plus le faible ajustement permet de se prémunir de l'introduction de particule de calamine. Enfin, en vue de diminuer les frottements sur la surface de guidage de l'alésage, une graisse pour application à chaud est employée au montage. Étant donné que le pion est amené à être chargé à son extrémité, la distance relative à la surface de matrice varie au cours du passage de la pièce. Afin de vérifier la tenue sous charge et la condition de non déformation permanente du pion, la modélisation sous chargement statique est effectuée. L'estimation de l'amplitude maximale d'effort s'exerçant en charge sur le pion à une valeur de 1200N découle des résultats de calcul proposé par Pater 1996 [PAT96] pour un acier C45 à 1000°C, présentés sur la Figure 34.

La rigidité du pion est calculée par la résistance des matériaux en considérant que la tige se déforme uniquement en compression, celle du capteur est fournie par le fabricant, et ainsi, la rigidité équivalente est estimée à 57 N/ μm . La longueur du pion est de 10mm afin de ralentir la transmission de chaleur par conduction vers le capteur. La longueur de la portée dans le logement est de 7mm, ce qui est suffisamment long pour assurer un bon guidage en translation. La durée du contact entre le pion et la pièce roulant sur sa surface est estimée à environ 0,13s pour une vitesse tangentielle d'outillage de 30mm/s, compte tenu des possibles glissements et variations sur la vitesse imposée par la machine. Durant cette période la dilatation thermique du pion est négligée devant la compression élastique du pion. Le détail des principales caractéristiques du pion est exposé dans le Tableau 22.

Spécifications	Paramètres	Choix
Diamètre du pion aussi petit que possible	Diamètre du pion	2 mm
Assurer le guidage axial du pion	Ratio longueur du pion / diamètre du pion	> 3
Le matériau du pion doit supporter la présence de calamine et de contrainte compressive identique à la matrice	Matériau du pion et de la matrice Dureté du pion et de la matrice	36CrMo16 cémenté 42-45 HRC
Positionnement relatif du pion par rapport à la surface de matrice	Distance	0,1 à 0,2 mm Ajustée par pas de 0,05 mm à l'aide de cales d'épaisseur
La présence du logement de capteur ne doit pas affaiblir trop la surface de matrice	Epaisseur minimale de matière devant être garantie	Epaisseur > 5mm Choix d'un montage compact

Tableau 22 - Principales caractéristiques relatives à la conception du système de mesure

2.7.3.3 Estimation de l'erreur systématique du montage

Le montage décrit plus haut a été testé afin de déterminer son incertitude intrinsèque. L'incertitude provient des tolérances de fabrication, des défauts de positionnement, de la déformation élastique du support de capteur, ou encore des frottements du pion dans son logement. Globalement l'ensemble de ces écarts autour de ce qui est attendu théoriquement constitue l'erreur systématique du système de mesure qui est considérée comme linéaire et proportionnelle à l'amplitude du signal de mesure.

Pour aborder la question des incertitudes de manière complète, il faut ajouter que le processus de laminage lui-même induit des biais tels que les variations de température du lopin, la présence de couches d'oxydes, le glissement possible localement...etc.

L'estimation de l'erreur systématique du montage vise à estimer la marge d'erreur systématique sous chargement statique compressif d'amplitude et d'orientation variable. Ainsi les incertitudes du procédé ne sont pas explorées ici.

Pour l'évaluation de l'erreur de mesure, le montage est fixé sur un support inclinable, placé sur une machine de traction-compression Lloyd de capacité maximum 30kN. Une tige cylindrique en acier, solidaire de la traverse, est en contact avec le pion pour transmettre un effort presseur dont la caractéristique est pilotée. Le cycle de chargement en compression se compose d'une rampe de chargement d'amplitude maximal imposée à 1000N, d'un maintien en palier et d'une rampe de déchargement. L'acquisition du signal d'effort mesuré par le dispositif pion-capteur est lancée parallèlement en vue de corrélérer le signal de consigne et le signal de mesure.

Ainsi les essais sont menés dans la direction coaxiale au pion et pour des positions angulaires de la matrice variant jusqu'à un angle de 30° par rapport à l'axe du pion ($\alpha=30^\circ$, inclinaison de la normale à la surface de contact) . L'écartement angulaire est utilisé pour vérifier si l'augmentation du frottement influence de manière sensible les résultats.

L'erreur systématique maximum liée à l'assemblage mécanique et aux frottements a été estimée à $\pm 7\%$ pour un angle de 30° .

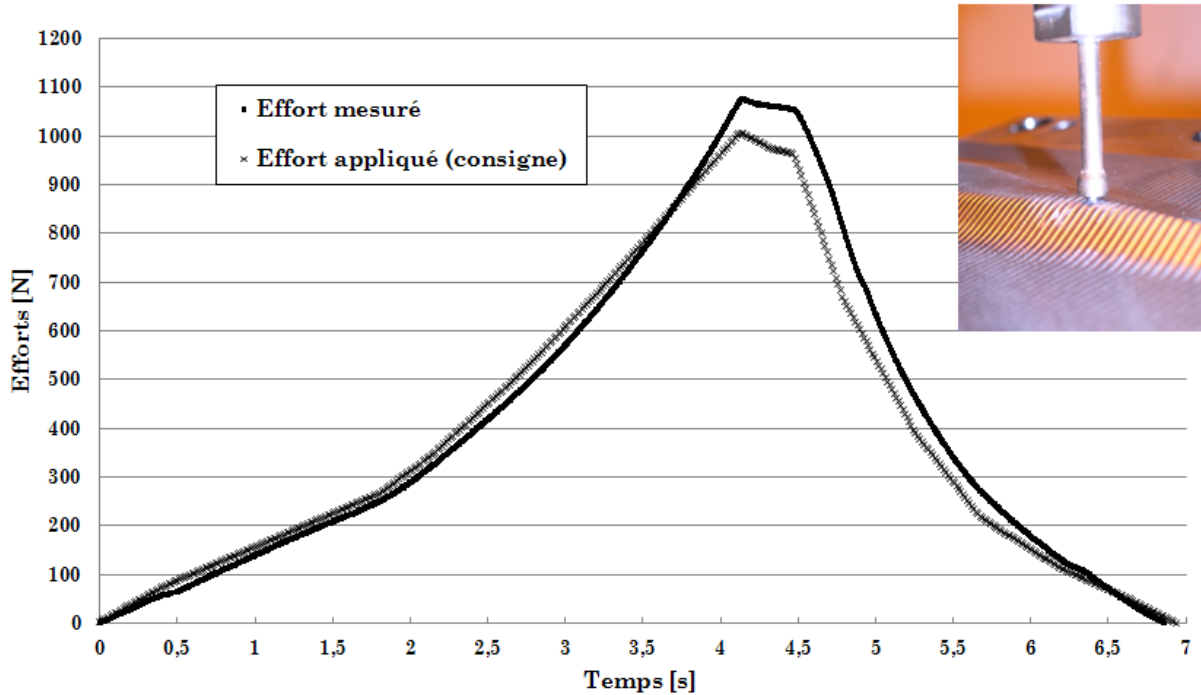


Figure 67 - Caractéristique d'étalonnage du montage de mesure, matrice inclinée à 30° ,

2.7.3.4 Détail des matrices utilisées pour l'expérimentation

Les matrices utilisées pour les essais expérimentaux ont été conçues dans le but d'acquérir le signal d'effort réparti sur la surface de contact d'un pion de diamètre 2mm ($3,37\text{mm}^2$) en six points de la course de laminage. Ces points ont été définis à des intervalles réguliers pour diverses positions sur l'axe central du coin et sur ses flancs. Il existe deux types de matrices : les matrices de mesure de pression de contact inclinée (MPCI) dont le rôle est d'acquérir le signal d'effort sur les flancs du coin (3 positions) ; l'autre matrice, dispose de capteurs alignés sur son axe de symétrie et la mesure se fait alors perpendiculairement au plan de roulement en trois points également ; c'est pourquoi cette matrice est appelée « mesure de pression de contact perpendiculaire » (MPCP). La Figure 68 détaille quelques vues de la matrice MPCI TH0001-9004-01-600T-P515, les plans complets sont disponibles en annexes. Les essais présentés par la suite ont été effectués avec cette matrice.

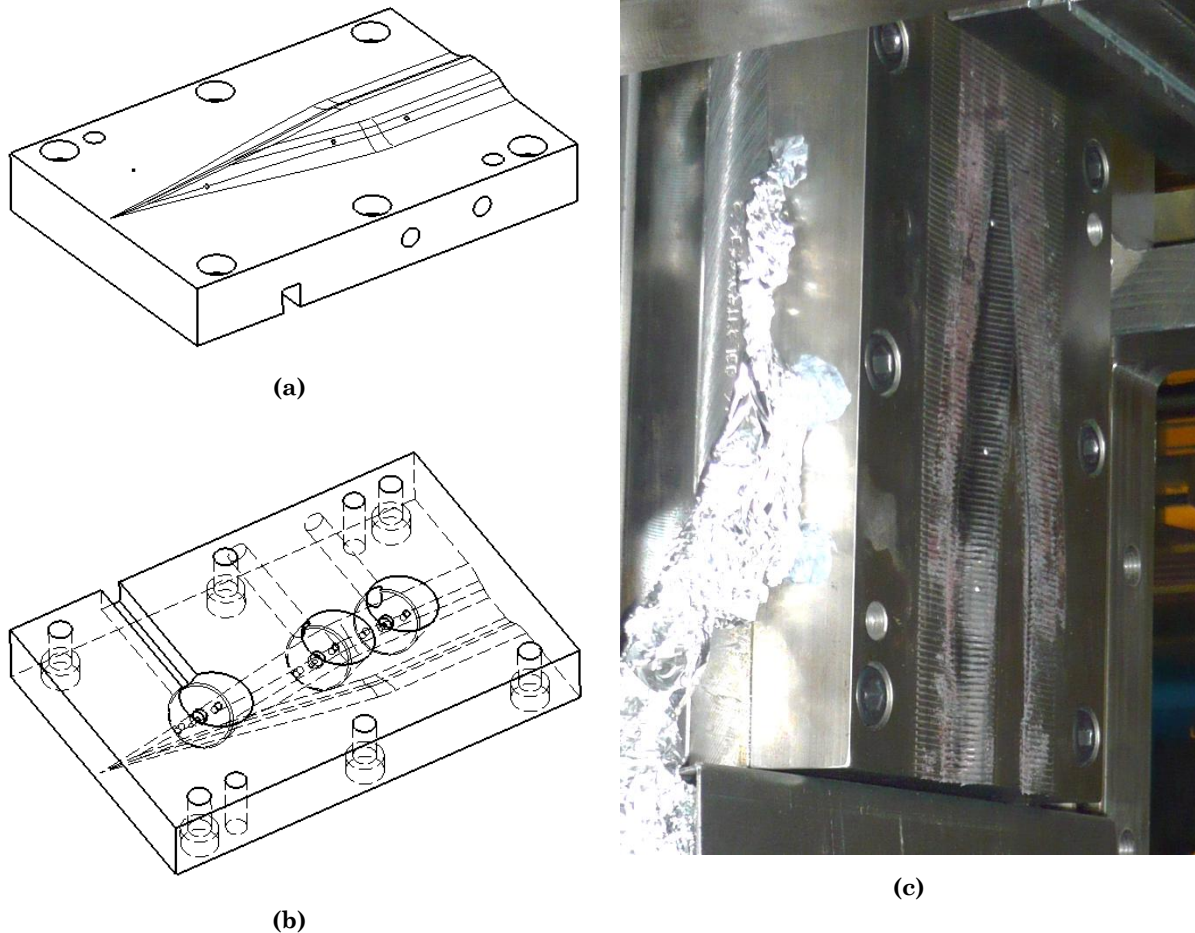


Figure 68 - Vues de la matrice de mesure de pression de contact (MPCI), parties actives (a), logements pour le montage des capteurs (b), matrice assemblée sur le banc d'essais (c)

2.7.3.5 Protocole des essais

Les essais de mesure de pression de contact sont réalisés pour plusieurs paramètres variables. Afin de mettre en évidence des tendances significatives dans le rôle joué par l'un ou l'autre de ces paramètres, les écarts sur leurs variations sont importants. Les différentes configurations sont choisies pour observer le rôle des paramètres suivants :

- L'entrefer entre les deux matrices (22,3 / 22,45);
- L'orientation du pion de mesure (incliné ou perpendiculaire) : MPC-I : Mesure de pression de contact inclinée, MPC-P : Mesure de pression de contact perpendiculaire ;
- Le rôle du comportement du matériau (C17, CuAl10Ni5Fe4, TA6VELI) ;
- La température du lopin en début de laminage (valeurs choisies en fonction du matériau)
- Course du lopin (trois positions I1, I2, I3)

Pour mémoire, les différentes configurations sont présentées dans le Tableau 23.

Série	Type d'essai	Entrefer [mm]	Matériau	Température des lopins [°C]
1	Détermination de l'erreur systématique	Non Applicable	Non Applicable	Non Applicable
2	MPC-I	22,45 ± 0,05	Acier C17	950 – 1000 - 1050
3	MPC-I	22,30 ± 0,05	Acier C17	950 – 1000 - 1050
4	MPC-I	22,30 ± 0,05	Acier C17 CuAl10Ni5Fe4	950 – 1000 – 1050 700 – 800 – 900
5	MPC-I	22,30 ± 0,05	TA6V ELI	850 – 900 - 950

Tableau 23 - Bilan des configurations d'essais de mesure de pression de contact

Les essais sont réalisés en utilisant des lopins de diamètre $22 \pm 0,02$ mm, de longueur $50 \pm 0,5$ mm, (côtes à froid). Le taux de réduction d'environ 57% est proche du maximum autorisé selon les règles émises par Lorenz et al. pour chacune des plages de température, quatre à cinq échantillons sont laminés après avoir été chauffés dans un four sous atmosphère d'Argon.

2.7.4 Essai préliminaire pour l'acier C17

Le premier essai permet d'analyser l'allure du signal d'effort relevé en fonction du temps pour différents points et différentes températures de lopin. Les conditions expérimentales, identiques pour cinq échantillons successifs, permettent de vérifier certaines qualités de la mesure effectuée. La Figure 69 présente une superposition des signaux recalés dans le temps par calage de chaque valeur pic de signal à l'abscisse 0,25 secondes.

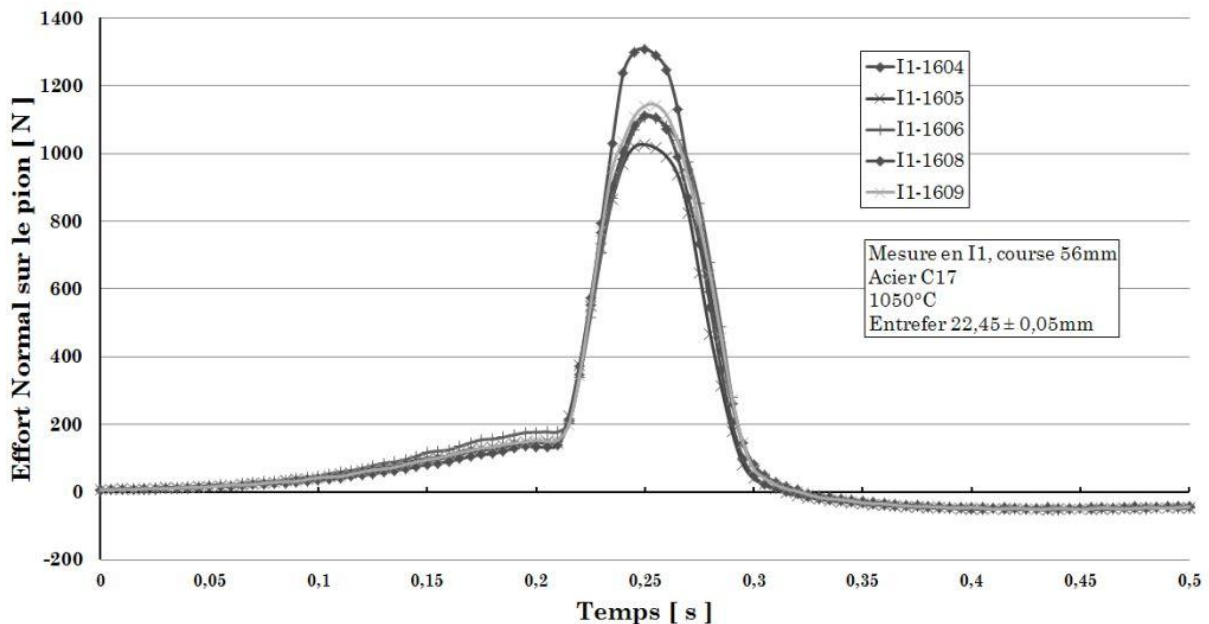


Figure 69 - Allure du signal d'effort normal sur le pion en fonction du temps

Tout d'abord, le signal d'effort est quasi nul au départ, ce qui est garanti par la mise au zéro avant de déclencher l'acquisition et la dérive du capteur piézoélectrique reste faible (quelques 10 μ V équivalent quelques N). La montée en charge est progressive et équivalente d'un essai à l'autre. L'hypothèse avancée pour expliquer cette montée en charge lente est que le montage se met progressivement en compression à l'arrivée du lopin. Une rupture de pente

brutale est observée vers l'abscisse 0,21 s qui correspondrait à la mise en compression du pion après que les efforts de résistance par frottement dans le logement du pion ont été vaincus. La montée sous charge se poursuit pour atteindre des valeurs d'effort maximum se situant entre 1000 et 1300N. L'échantillonnage de l'acquisition apparaît suffisant puisque quelques points de mesures existent autour de la valeur pic sans inflexion notable de la caractéristique. Parmi les cinq signaux, trois d'entre eux sont particulièrement voisins : I1-1606, I1-1608 et I1-1609. La similitude des profils est donc remarquée, indiquant une erreur de fidélité de la mesure relativement faible. En ce qui concerne les écarts sur l'amplitude à la valeur pic, ils ne sont pas négligeables et peuvent difficilement être arbitrés. La justesse, indiquant l'aptitude à donner la valeur vraie de l'effort mesuré ici, ne peut quant à elle pas être connue, étant donné qu'aucun résultat obtenu dans des conditions équivalentes n'est disponibles à ce jour. Néanmoins, l'erreur systématique ayant été estimée à $\pm 7\%$, l'amplitude de l'effort se situe entre 950 et 1400N avec une valeur vraie très probablement située vers 1100N. Cet ordre de grandeur correspond à celui qui a été utilisé pour le dimensionnement du système d'acquisition, ce qui tend à montrer que les premiers résultats de mesure obtenus sur le banc d'essai ne sont pas trop éloignés des données de la littérature.

Par ailleurs, la durée entre le front montant et descendant du signal est d'environ 0,09 s. Cette durée est inférieure à la valeur calculée de 0,13s pour une vitesse de presse de 30mm/s, ce qui correspond effectivement à une vitesse de déplacement plus faible observée pour ces essais. Lors de la phase de laminage, le mouvement de presse et l'effort vertical est piloté par la masse du coulisseau uniquement donnant lieu à un ralentissement.

Enfin, lorsque l'effort est relâché, le signal comporte une partie négative résiduelle avant de retrouver une valeur autour du zéro après environ 2 s. Cette partie de la caractéristique négative n'est pas clairement expliquée ; elle pourrait correspondre, soit à une dérive de capteur, soit à un relâchement de l'état de compression du montage, lequel est libéré progressivement avec un effet « inertiel » dû au frottement du pion dans son logement.

2.7.5 Essais de variation de température du lopin pour l'acier C17

Considérant les mêmes conditions expérimentales que précédemment, à savoir des lopins en acier C17 mesuré en (I1) pour un entrefer de 22,45mm, l'évolution de l'effort maximal en fonction de la température est maintenant commentée. La température initiale des lopins varie selon trois plages : 950, 1000 et 1050°C. Les résultats sont représentés sur la Figure 70.

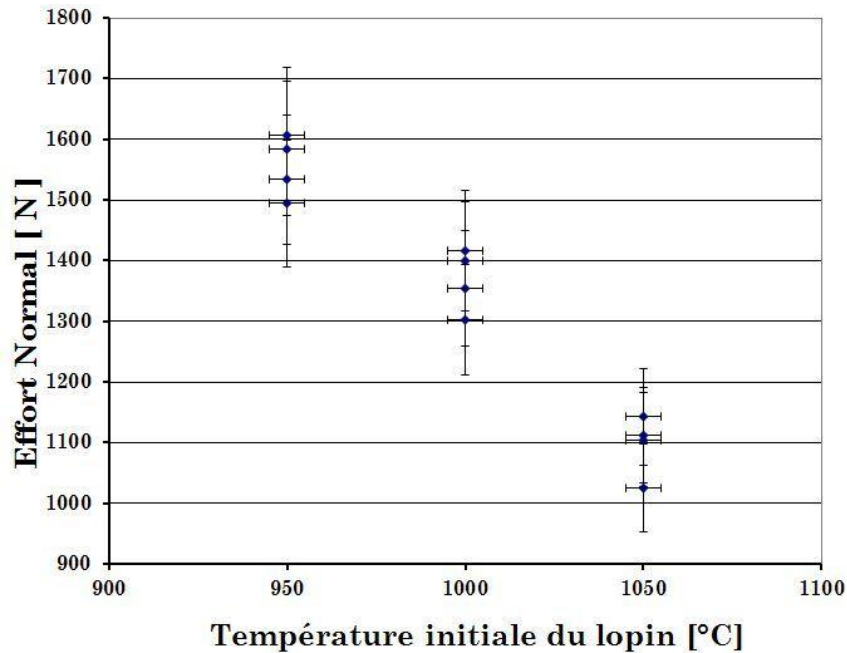


Figure 70 - Effort sur le pion en fonction de la température du lopin

Les résultats d'effort maximal sont à peu près constants d'une acquisition à l'autre, la répétabilité de la mesure est par conséquent validée. La charge maximale nécessaire pour déformer la pièce est d'autant plus élevée que la température de son matériau est basse. Ceci est en bon accord avec le comportement classique d'un acier ; la diminution de la contrainte d'écoulement se produit lorsque la température augmente, tout paramètre restant constant par ailleurs. Le laminage à haute température favorise la réduction de la charge de mise en forme.

2.7.6 Essais de variation de l'entrefer pour l'acier C17

Dans un second temps, l'entrefer est réglé à une valeur plus faible passant de $22,45 \pm 0,05$ mm à $22,3 \pm 0,05$ mm en installant des cales d'épaisseurs calibrées. Le but de cette diminution est de vérifier l'hypothèse suivante : dans la mesure où le lopin subit un écrasement plus important par l'espace inter matrice plus faible, l'effort de refoulement de la matière, nécessaire pour atteindre un écrasement plus important est attendu supérieur. Les essais sont menés pour de l'acier C17, en trois points de la course I1, I2 et I3 et pour des températures de lopins de 950, 1000 et 1050°C. La moyenne des valeurs pics atteintes pour chaque échantillon est portée sur le graphe de la Figure 71.

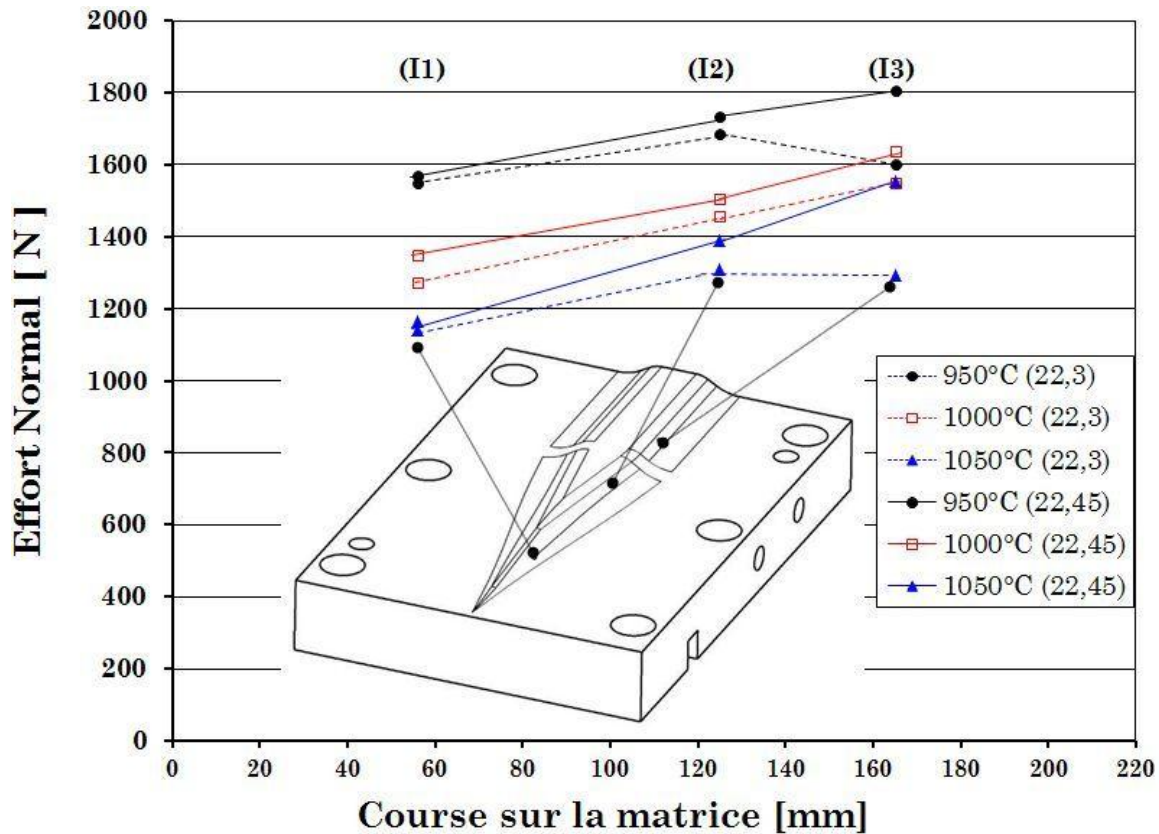


Figure 71 - Evolution de l'effort en fonction de la variation d'entrefer

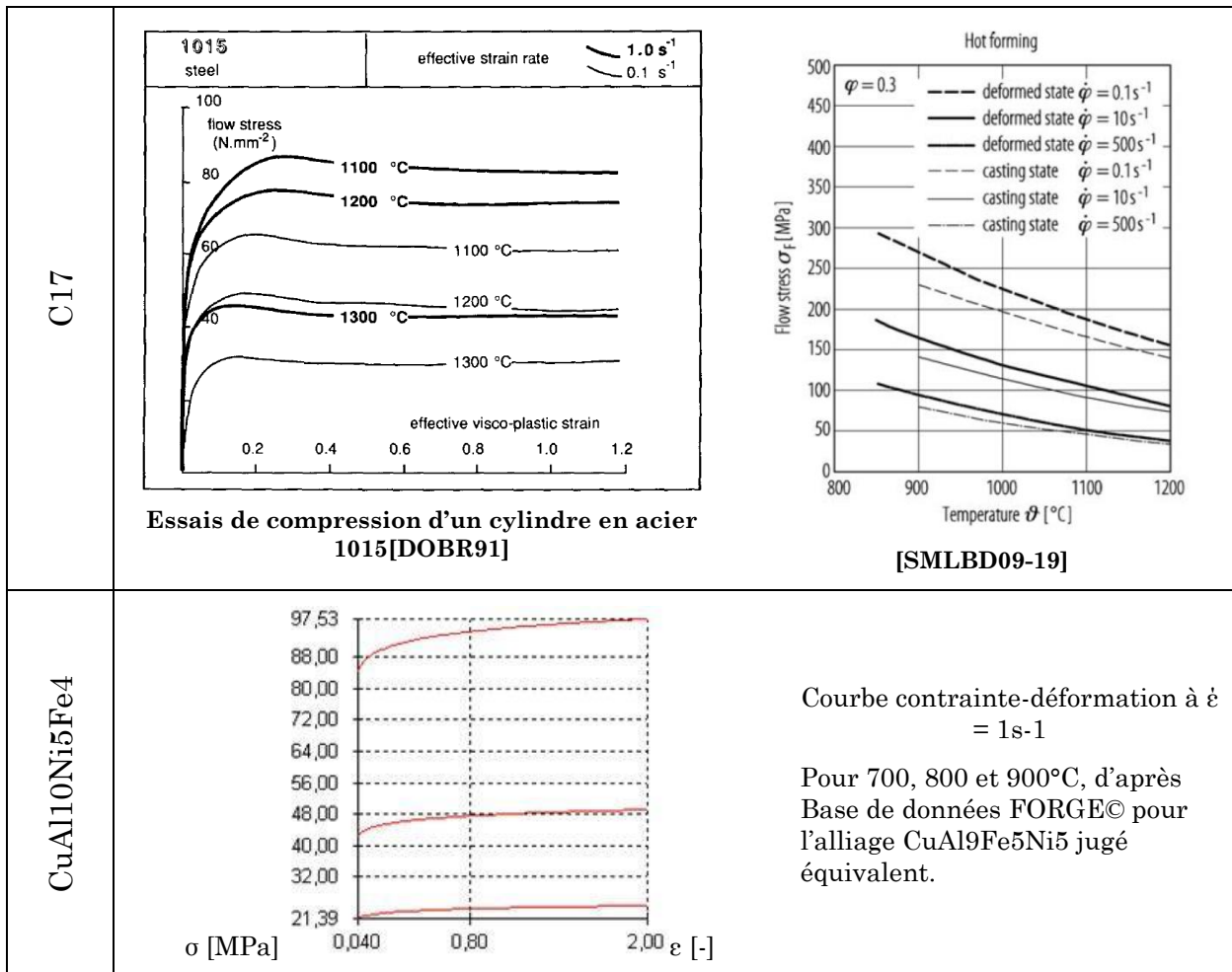
Contrairement à ce qui a été pressenti, une diminution de l'entrefer entraîne à chaque fois une diminution de l'effort normal mesuré sur le pion, quelle que soit la température considérée. Ces résultats sont contraires aux attentes à première vue. Une explication est avancée si l'hypothèse d'une pression de contact constante est posée. Dans la mesure où la surface en contact entre la pièce et la matrice augmenterait du fait de l'écrasement plus important, à pression de contact constante ou quasiment, l'effort nécessaire par unité de surface diminue en raison inverse de la surface qui s'accroît. De cette manière, la déformation locale au sein du matériau du lopin serait engendrée pour un seuil de contrainte sensiblement équivalent pour chacun des deux entrefers testés.

Les écarts sur la valeur de l'effort entre les positions d'entrefer 22,45 et 22,3mm sont sensiblement constant pour les points I1 et I2, lieu où le laminage se réalise sans disparités, ni instabilités ; en I3 les résultats sont moins nets.

2.7.7 Comportement de matériaux différents de l'acier

Dans l'optique de connaître plus en détail le rôle du comportement du matériau dans la valeur de la pression de contact, plusieurs essais sont réalisés. Le but est notamment de mettre en évidence des écarts significatifs liés à des valeurs de contraintes d'écoulement différentes. Deux autres alliages, à savoir le CuAl10Ni5Fe4 et le TA6V ELI sont utilisés. Les propriétés de ces matériaux sont rappelées dans les Tableau 24. Il convient de remarquer qu'en utilisant des classes de matériaux aussi différentes, non seulement la variation des propriétés mécaniques recherchée est obtenue, mais incidemment les propriétés tribologiques varient fortement. Les conséquences sur les phénomènes de surface

sont évidemment majeures et probablement sur le niveau de l'effort qui est étudié. La variation conjointe des propriétés rhéologiques et tribologiques ne permet pas de découpler aisément les effets. La question d'étudier différentes nuances d'aciers a été envisagée dans un premier temps, en considérant que les propriétés tribologiques sont équivalentes d'une nuance à l'autre. Cependant, alors que faire ce choix apporte l'avantage de considérer un même coefficient de frottement et des échanges thermiques comparables, les variations de contrainte d'écoulement entre nuances restent trop faibles pour pouvoir dégager des effets quantitatifs notoires. Une campagne d'essais complète intégrant préalablement des essais rhéologiques et tribologiques afin de qualifier avec exactitude des différences entre aciers pourrait être envisagée. Ceci requiert des moyens spécifiques qui sortent du cadre de notre étude.



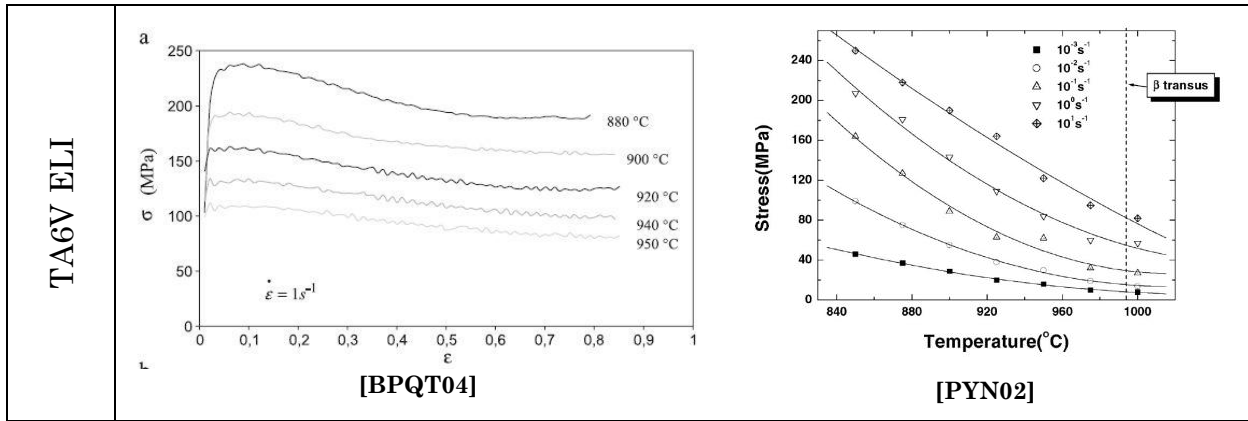


Tableau 24 - Propriétés rhéologiques des alliages métalliques étudiés, données issues de la littérature à titre de référence pour une vitesse de déformation de 1 s-1

CuAl10Ni5Fe4	<p>D'après [FRA08] : coefficient de frottement de coulomb de 0,05 corrélé numériquement sur des résultats en filage à chaud (900°C)</p> <p>Les essais ont montrés la présence de dépôts résiduels sur les outillages après laminage à chaud.</p>												
TA6V ELI	<div style="text-align: center;"> <p>Effects of titanium disk surface temperature and lubricating oil on coefficient of friction in hot condition [TIU02]</p> <table border="1" style="margin-left: auto; margin-right: auto;"> <thead> <tr> <th>Température</th> <th>800°C</th> <th>850°C</th> <th>950°C</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>Coeff. de frottement de Coulomb, μ (Friction Coeff.)</td> <td>0,35</td> <td>0,5</td> <td>0,5</td> </tr> <tr> <td>Coeff. de frottement de Tresca, \bar{m} (Friction Factor)</td> <td>0,72</td> <td>1</td> <td>1</td> </tr> </tbody> </table> <p>Frottement sans lubrification d'après [GDO11], matériaux en vis-à-vis non précisé</p> </div>	Température	800°C	850°C	950°C	Coeff. de frottement de Coulomb, μ (Friction Coeff.)	0,35	0,5	0,5	Coeff. de frottement de Tresca, \bar{m} (Friction Factor)	0,72	1	1
Température	800°C	850°C	950°C										
Coeff. de frottement de Coulomb, μ (Friction Coeff.)	0,35	0,5	0,5										
Coeff. de frottement de Tresca, \bar{m} (Friction Factor)	0,72	1	1										

Tableau 25 - Propriétés tribologiques des alliages métalliques étudiés, données issues de la littérature.

Matériau	Temp. [°C]	Cond. Therm. [W. m-1.K-1]	Masse vol. [kg.m3]	Chaleur massique [J.kg-1]	Diffusivité therm. [mm2/s]	Effusivité therm. [kJ.m-2.s-1/2.K-1]
C17 *	20	46	7800	460	13	13
	900	29	7800	625	6	12
CuAl10Ni5Fe4**	20	40	7600	450	11,7	11,7
TA6V ***	20	7,1	4507	522,5	3,0	4,1
(*) Acier au Carbone en général, d'après [FEL09]						
(**) d'après fiche technique commerciale AMPCO, données supposées pour 20°C						
(***) [CHPDLVP03] données supposées pour 20°C						

Tableau 26 - Propriétés thermiques des alliages métalliques étudiés, données issues de la littérature.

Les données disponibles pour caractériser les propriétés thermiques de ces matériaux ne sont pas disponibles aux températures de travail. Néanmoins, une comparaison effectuée à température ambiante permet de qualifier les aptitudes à la transmission de flux de chaleur à l'intérieur du matériau (diffusivité) ou avec son environnement en contact (effusivité).

2.7.7.1 Résultats pour l'alliage de CuAl10Ni5Fe4

Le diagramme de phase de ce matériau de la famille cupro-aluminium indique une transition de phase $\alpha+\beta$ vers une phase β uniquement. Cette transition s'opère vers 850°C pour cet alliage contenant un pourcentage massique d'aluminium de 10%. La diminution de la phase α contribue à obtenir un durcissement de l'alliage [FRA08]. Afin de connaître la plage favorable de travail à chaud de ce matériau divers travaux ont été menés au sein du laboratoire, notamment une série d'essais pour identifier le taux limite d'écrasement. Pour des températures inférieures à 650°C une fissuration apparaît lors de déformation excessives.

Dans le cadre de cette thèse plusieurs plages de températures sont adoptées : 700, 800, 830, 850 et 900°C. Il faut noter l'importance de la température de mise en forme sur la valeur de la contrainte d'écoulement, dans la mesure où une variation de température passant de 700 à 900°C correspond à diviser par quatre la contrainte de mise en forme (Tableau 24). Les essais opérés à 700°C ne sont pas poussés outre mesure, une rupture fragile du lopin intervient au cours du laminage de quelques échantillons. En revanche, devant les variations d'effort observées entre 800 et 850°C une plage intermédiaire à 830°C est ajoutée pour affiner les résultats. La Figure 72 affiche des points moyennés sur quatre échantillons par gamme de température.

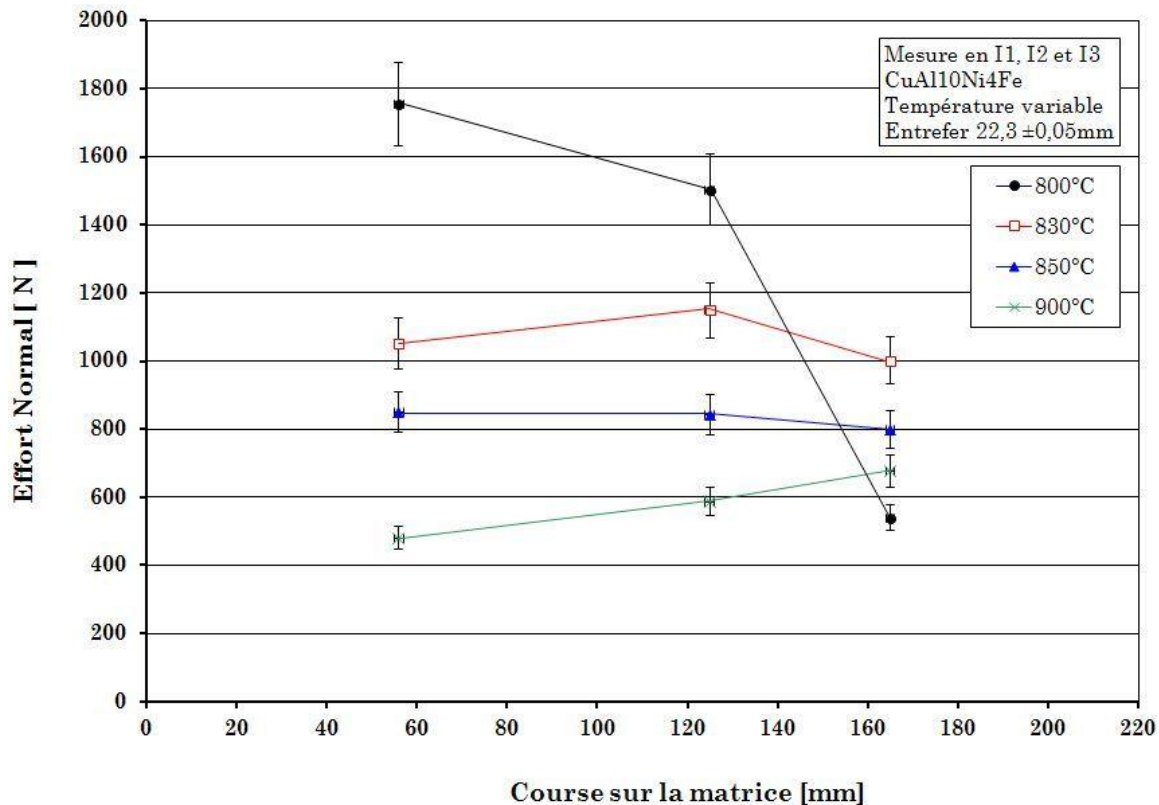


Figure 72 – Graphe de l'effort normal, mesuré à différentes températures pour le CuAl10Ni5Fe4

Le point (800°C, I3) semble incohérent ; il peut correspondre à une perte du contact ou à un glissement local. Hormis ce point, les résultats mettent en évidence le rôle majeur de la température de travail de la matière du lopin dans la valeur de l'effort de mise en forme qui s'établit à l'interface pièce-outil. Une variation de température du lopin de 20°C vers la hausse engendre une chute de 20% de l'effort nécessaire à la déformation.

2.7.7.2 Résultats pour l'alliage de TA6V ELI

L'alliage de titane TA6V est le plus couramment utilisé de sa catégorie ; selon Jacquot [JAC01], son principal inconvénient est un très mauvais comportement en frottement. Il a une tendance marquée au grippage et une forte sensibilité à l'effet de rayure et à l'usure.

Par ailleurs, l'alliage de titane TA6V est très sensible à l'oxydation à haute température. En surface de lopin se forme une couche essentiellement composée de dioxyde de titane de formule TiO_2 fragile. Pour cette raison les essais devraient à priori se dérouler sous atmosphère protectrice ; notre outillage ne pouvant être équipé d'une telle installation, seule la phase de chauffe est réalisée sous atmosphère protectrice d'Argon. Les lopins sont donc rapidement mis en place et laminés pour limiter les effets de formation de pellicule périphérique d'oxyde pouvant altérer la qualité de l'adhérence. Néanmoins, durant les essais de nombreux glissement interviennent et des défauts de surface sur les pièces sont constatés (voir paragraphe 3.6.2). La température de mise en forme est déterminée par analyse de la bibliographie, notamment par les recommandations de Hegazy qui précise que la température de travail idéale se situe entre 900 et

950°C [HEG83]. Dans le cadre de nos essais, trois plages de température sont retenues, à savoir : 850, 900 et 950°C.

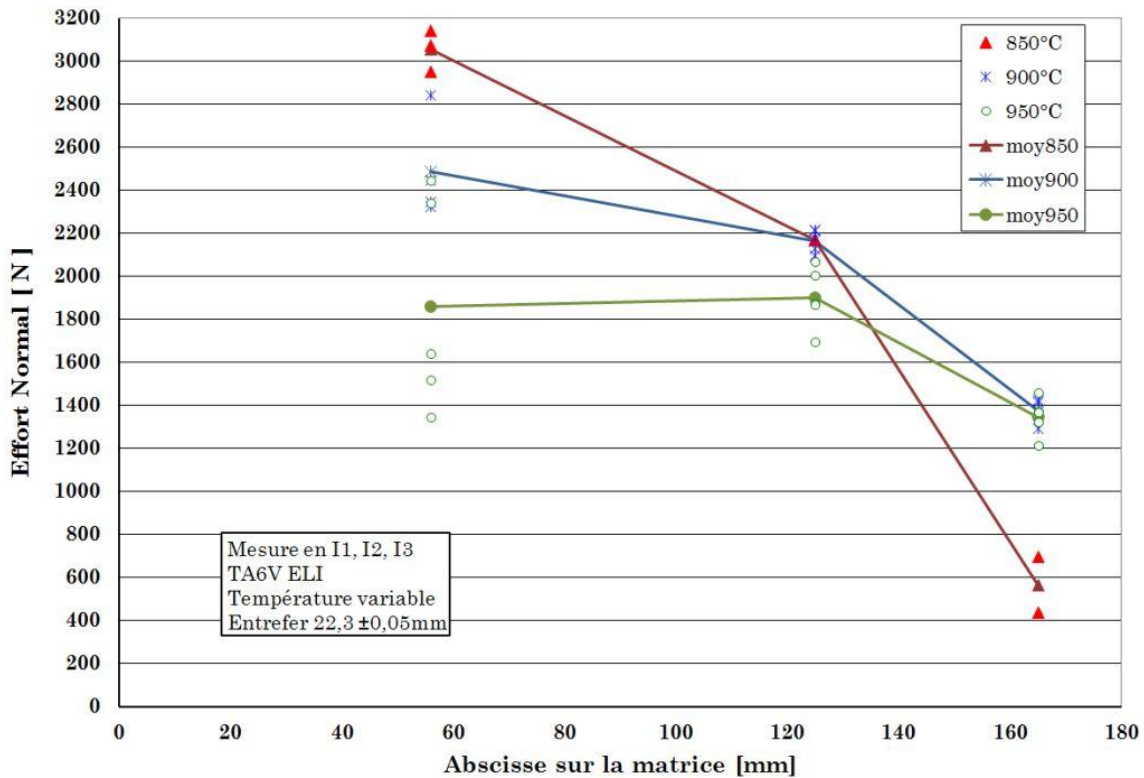


Figure 73 - Graphe de l'effort normal, mesuré à différentes températures pour le TA6V ELI

Le fait que certains lopins glissent en cours de laminage contribue à fausser certains résultats expérimentaux ; afin de minimiser les résultats aberrants, un tri est effectué pour écarter les points pour lesquels une instabilité est constatée de visu lors du laminage. Ceci explique que le nombre de points affichés sur le graphe n'est pas forcément équivalent d'une position de mesure à l'autre.

La lecture du graphe de la Figure 73 renseigne tout d'abord sur une bonne cohérence des niveaux d'efforts en rapport avec la température du matériau pour le point (I1). Plus le matériau est introduit avec une température basse et plus l'effort requis pour le déformer est élevé. Pour les points (I2) et (I3), bien que la tendance globale soit à la baisse, un décryptage plus détaillé est délicat. Cette baisse ne correspond à aucun phénomène particulièrement identifié. Pour le point (I2) à 850°C, trois résultats successifs sont superposés à quelques newtons près ce qui semble indiquer une excellente répétabilité (au cours de la même campagne) et une excellente fidélité de l'acquisition. En revanche, aucun scénario ne peut expliquer le regroupement en (I2) des résultats autour d'une valeur de 2000 à 2200N quelle que soit la température du lopin.

Enfin, les valeurs anormalement basses des résultats à 850°C pour le point (I3) ne permettent pas de conclure et semblent liées à des défauts de contact du matériau lors du passage sur le pion de mesure, comme cela est déjà constaté pour les essais sur l'alliage base CuAl. Ces observations sont globalement trop imprécises et nécessitent de renouveler la campagne de mesure pour conforter ce qui est esquissé ici.

2.7.8 Bilan des pressions de contact pour trois matériaux

L'analyse des résultats globalement obtenus en mesure d'effort normal sur la surface inclinée d'un pion de diamètre 2mm pour les matériaux C17, CuAl10Ni5Fe4, TA6VELI permet sous certaines hypothèses de définir la pression de contact inclinée (MPCI).

Les hypothèses suivantes sont faites :

- (1) La surface bombée de chaque pion de mesure est une portion de sphère et conserve cette géométrie au cours des essais ;
- (2) le matériau du lopin est en contact avec toute la surface bombée du pion lors de son passage sur celui-ci ;
- (3) le profil de pression de contact sur la surface commune pion/pièce est constant ;
- (4) l'aire réelle de la surface bombée sur chacun des pions utilisés pour les essais est identique d'une pièce à l'autre et correspond à celle de la pièce théorique dont la valeur est mesurée sur la CAO du plan de définition du pion (TH0001-9004-01-600T-P516) ; la valeur de l'aire du pion est de 3,37mm².

Ces hypothèses permettent d'établir des valeurs de pression de contact associées aux efforts normaux mesurés. L'intérêt du passage vers une grandeur « pression » réside dans la possibilité de comparer les résultats obtenus dans cette thèse avec d'autres données issues de la littérature [PAT96]. Une application numérique se basant sur les paramètres géométriques de la matrice TH0001-9004-01-600T-P515 utilisée pour les mesures MPCI est présentée dans le Tableau 27.

Paramètres	Hypothèses du calcul
Angle de formage α [°]	30
Angle d'étirement β [°]	9
Diamètre initial d_0 [mm]	22
Diamètre final d [mm]	9,5
Coeff. de frottement de Tresca sur les faces de mise en forme : m	0,7
Coeff. de frottement de Tresca sur les faces de calibrage: m_k	0,3

Tableau 27 - Hypothèses adoptée pour le calcul des ratios q_m/σ_0 avec le modèle de Pater

Les relations de calcul (67) et (68) présentées précédemment permettent l'estimation des limites basses et hautes entre lesquelles la pression de contact devrait se trouver. Les résultats de calcul fournissent deux ratios:

$$1,23 < q_m/\sigma_0 < 3,15 \quad (70)$$

Le Tableau 28 fournit un résumé des mesures MPCI pour chacun des trois matériaux testés. La colonne indiquant la contrainte d'écoulement estimée est issue de la recherche bibliographique présentée précédemment (Tableau 24) et dans le cas de l'acier C17, cet ordre de grandeur a été confirmé expérimentalement (Annexes).

Matériaux testés	Contrainte d'écoulement estimation [Mpa]	Pressions moyennes mesurées [MPa]		
		I1 (56mm)	I2 (125mm)	I3 (165mm)
CuAl10Ni5Fe (850 °C)	30 - 35	252	250	236
Acier C17 (1000 °C)	85 - 90	377	432	460
TiAl6V (900°C)	160 - 180	792	640	---

Tableau 28 - Résultats moyens des mesures MPC1 [THESE]

Le rapprochement et l'analyse des résultats de mesure présentés dans le Tableau 28 conduit à trouver des ratios q_m/σ_0 sensiblement supérieurs à ceux prescrits par la relation (70) et les hypothèses du Tableau 27. C'est-à-dire pour l'acier comme pour le TA6V, un ratio de l'ordre de 4 à 5 et pour le CuAl10NiFe4 un ratio de 8. Etant donné ces résultats, il n'est possible de valider un lien entre les relations d'encadrements fournies par Pater [PAT97] et les résultats de mesures obtenus dans le cadre de ces travaux de thèse. Les hypothèses réalisées sur le niveau de la contrainte d'écoulement à chaud des matériaux ont probablement une part importante dans la cause de cet écart élevé. Il est en effet très délicat d'estimer σ_0 car il est nécessaire de connaître avec précision la température de contact, la vitesse d'écoulement et l'amplitude de la déformation. De plus, mais dans une moindre mesure, les coefficients de frottement utilisés sont choisis par corrélation avec les calculs numériques et ne reposent pas sur des résultats expérimentaux. Toutes ces incertitudes méritent d'être réduites pour progresser dans la construction éventuelle d'un modèle reliant la géométrie du coin et la tribologie à une valeur de pression de contact.

2.8 Mesure de la température de contact

La mesure de température à l'interface pièce/outil est également digne d'intérêt dans la mesure où les valeurs expérimentales collectées peuvent permettre des corrélations avec des résultats numériques qui sont très utilisés en phase de conception d'outillage. Ce volet expérimental fait partie du programme de thèse.

La mesure directe de température de contact durant le processus de laminage est très complexe. En effet, il faut tenir compte de nombreux facteurs :

- (1) la pièce roule et sa durée de passage en un point est d'autant plus faible que la vitesse d'outillage est élevée, ce qui représente quelques millisecondes ;
- (2) la présence de particules diverses telles que des oxydes ou des corps gras contribuent non seulement à fausser les résultats mais également à détériorer le dispositif de mesure ;
- (3) le passage répété de lopins sur la surface d'outillage entraîne de fortes pressions de contact (quelques centaines de MPa) de manière cyclique ;

2.8.1 Moyen et méthode de mesure

Les aspects précités doivent être pris en compte dans le choix d'un moyen de mesure. La thermographie infrarouge permet difficilement ce genre d'acquisition étant donné d'une part le confinement de la pièce entre les outillages ne permettant pas un angle correct de prise vue et d'autre part les surfaces réfléchissantes d'outillages augmentent l'incertitude sur l'émissivité à prendre en compte.

La mesure par thermocouple affleurant en surface est une solution qui a été envisagée dans le cadre de cette thèse. Yoneyama et al. présentent un dispositif utilisant des thermocouples placés sous la surface d'outillage à différentes distances, permettant par déduction de calculer la température de surface.

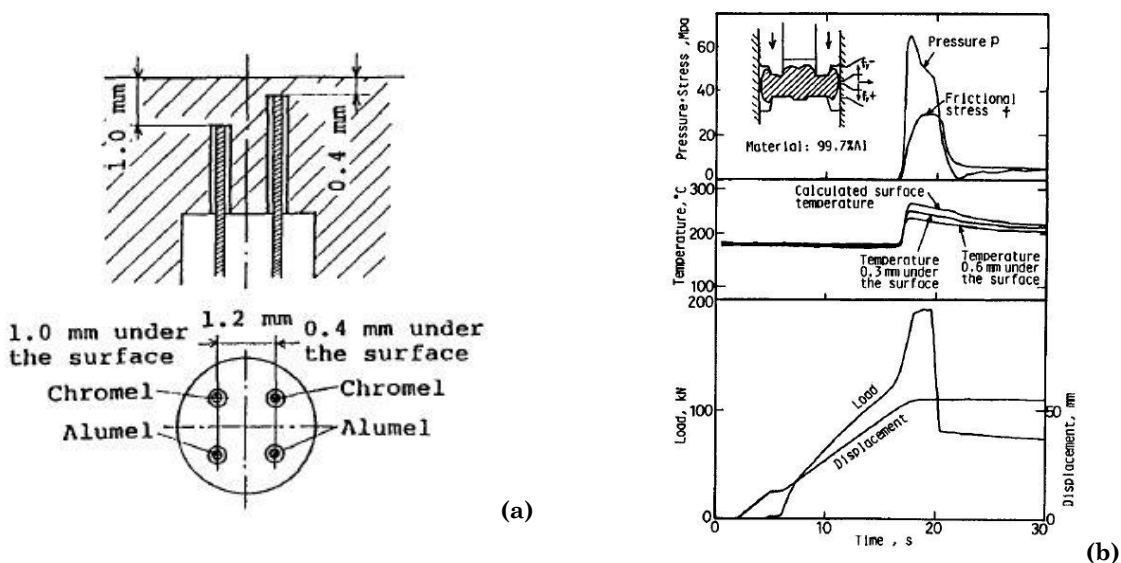


Figure 74 - Dispositif d'acquisition par thermocouples Chromel/Alumel (a) Résultats de mesure (b) [YOTO90]

Cette démarche est appliquée sur le cas du refoulement entre tas plans d'un cylindre de diamètre 40mm et du matriçage à chaud d'une pièce d'aluminium quasi pur [YOTO90]. Cette expérience est réalisée à une vitesse d'avance des outillages de l'ordre de 3 à 4mm/s ce qui constitue une condition d'évolution lente, permettant aux flux de chaleur de se transmettre par conduction et ainsi à la température de s'établir progressivement au point de mesure avec un cinétique compatible avec la dynamique de réponse du thermocouple. La Figure 74 reproduit les détails de cette étude.

Kellow et al. présentent également un dispositif de mesure de température appliqué à un essai d'écrasement entre tas plan [KBB69]. Le dispositif est constitué d'un fil de constantan de diamètre 0,45mm encapsulé dans une couche de protection, lequel affleure en surface d'outil. Le thermocouple est monté dans un module fin de 6mm de diamètre. Le protocole complexe qui est détaillé par les auteurs semble fournir de bons résultats, cependant les moyens alloués dans le cadre de la thèse ne suffisent pas à reproduire matériellement un tel dispositif d'acquisition.

2.8.2 Investigations sur une matrice de laminage transversale

Dans le contexte de cette thèse, l'ordre de grandeur de la vitesse d'outillage est de 20 à 30mm/s, induisant des temps de passage de l'ordre de 0,1 à 0,15 seconde. Une estimation des températures de surface par la méthode de calcul du contact parfait, livre un résultat de l'ordre de 660°C durant 70 ms pour un lopin de 22mm chauffé à 1250°C roulant à 30mm/s pour un passage de lopin sur la surface affleurant d'un thermocouple de diamètre 1,2mm (voir détail en Annexe 5). Hormis la difficulté de connaître a priori la température opératoire, il faut également tenir compte de la taille du thermocouple pour estimer son temps de réponse. En effet, le diamètre du thermocouple doit être minimisé pour améliorer sa réponse dynamique à un échelon de température. Le choix d'une taille de thermocouple de diamètre 1mm vise à minimiser le coût ; plus le diamètre du couple est faible plus la réactivité est élevée, donc le temps de réponse faible. La valeur $t_{0.9}$ d'un thermocouple standard caractérise sa dynamique de réponse ; $t_{0.9}$ correspond au temps requis pour afficher 90% de la valeur de la température finale. Par exemple, le fournisseur Thermoest indique pour un couple chemisé de diamètre 1,5mm Chromel / Alumel, plongé dans l'eau un temps $t_{0.9}$ supérieure à 0,35 secondes. Par ailleurs, la miniaturisation nécessaire du thermocouple est antinomique avec la contrainte de robustesse demandée précédemment.

Un essai pratiqué par simple mise en contact d'un thermocouple de 1mm de diamètre sur un Lopin à 1000°C confirme des comportements de réponses qualitativement trop longs et variables d'un capteur à l'autre. Un soudage laser sur une matrice percée de trous de diamètre 1,2mm a été mené. Trois thermocouples chemisés ont été partiellement soudés avec pour principale conclusion qu'il existe un jeu trop important entre la matrice et le thermocouple pour assurer une bonne soudure sur toute la périphérie. Dans un cas, il y a eu fusion et perçage de la chemise induisant un dysfonctionnement à court terme. Deux autres soudures ont rompu lors de la manipulation de la matrice ce qui les rend inopérants. La tentative d'équiper les matrices par ce moyen de mesure est donc abandonnée.

2.9 Rapport puissance plastique / puissance transmise pour l'entraînement en rotation

La condition nécessaire d'existence simultanée du roulement de la pièce au cours de la déformation par laminage transversal a déjà été évoquée au chapitre 1.4. L'entraînement en rotation de la pièce est assuré par adhérence sur la surface d'outillage (paragraphe 2.5), mais également par effet d'obstacle de la section croissante du coin (paragraphe 2.4.2.2). Les matrices en se déplaçant contribuent à maintenir de part et d'autre de la pièce un couple de rotation. Ainsi la puissance transmise par le coin pour l'entraînement (P_{te}) doit-elle toujours être supérieure à la puissance de plastification nécessaire pour opérer la déformation plastique ($P_{plast.}$)

2.9.1 Bilan de puissance

L'analyse de l'opération de laminage dans sa globalité conduit à décomposer le trajet de transmission de la puissance mécanique selon le schéma de la Figure 75. La puissance transmise par adhérence contribue à l'entraînement en rotation de la pièce et force la matière à s'écouler plastiquement. Ainsi maintenir le mouvement malgré la résistance opposée par la mise en forme revient à maintenir le ratio :

$$P_{plast.}/P_{te} < 1 \tag{71}$$

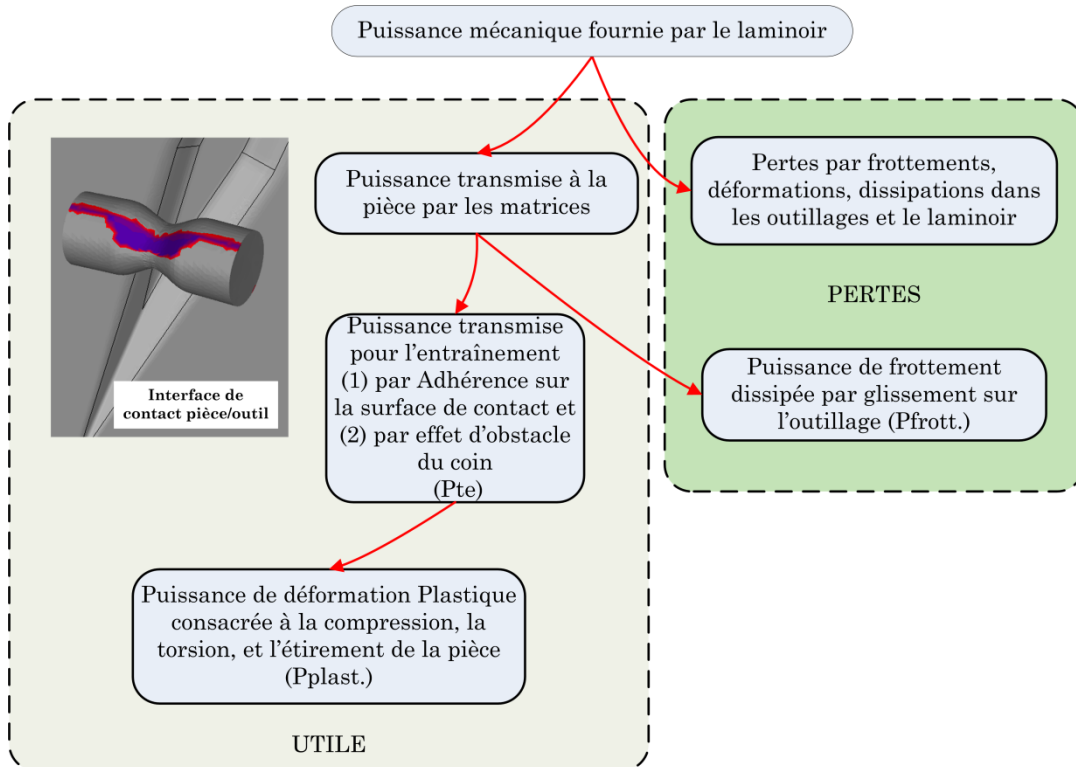


Figure 75 - Bilan des puissances mécaniques transmises [THESE]

2.9.2 Expression théorique des puissances pour un solide rigide parfaitement plastique

Un modèle prenant en compte le cas d'un solide déformable dont le comportement est rigide parfaitement plastique (RPP), de volume V , roulant entre deux matrices indéformables est ici considéré. L'hypothèse d'un solide RPP faite pour les alliages métalliques, permet de négliger la déformation élastique ainsi que l'écroutissage. Le comportement du matériau est alors caractérisé par la seule contrainte d'écoulement plastique qui est constante σ_0 .

La puissance de plastification $P_{plast.}$ est la puissance « utile » du procédé ; c'est la grandeur qui permet de caractériser la déformation plastique transmise à la pièce par le contact outil/pièce. L'adhérence sur la surface de contact pièce/outil détermine l'intensité de l'effort transmis. Dans le cas d'un solide à comportement rigide-parfaitement plastique, la puissance de plastification s'exprime par le produit de la contrainte d'écoulement et de la vitesse de déformation généralisée [M3003] :

$$P_{plast.} = \sigma_0 \cdot \dot{\epsilon} \quad (72)$$

Lors de l'écoulement de matière, la puissance de frottement $P_{Frott.}$ est transmise par glissement sur la surface d'outillage de normale n ; elle dépend de la vitesse de glissement Δv_g et de la cission de surface (contrainte tangentielle de frottement à l'interface) :

$$P_{Frott.} = \llbracket \sigma \rrbracket \cdot n \cdot \Delta v_g \quad (73)$$

D'après Felder [BM7530] la cission à l'interface s'exprime par le produit $\bar{m} \cdot k$ pour un solide rigide parfaitement plastique ; k étant la cission maximale du métal (généralement $k = \sigma_0 / \sqrt{3}$). L'expression de la puissance de frottement s'exprime alors également par la relation issue de [M3003] :

$$P_{Frott.} = \bar{m} \cdot k \cdot \Delta v_g \quad (74)$$

D'après les conventions établies par Rappaz et al. [RBD98], « la contrainte normale est appelée σ_n , et s'il y a contact l'état de contrainte est compressif ce qui conduit à écrire $\sigma_n \leq 0$ ». On appelle pression de contact $p = -\sigma_n$ ou également avec la notation de Pater $q_m = -\sigma_n$. Les conditions de Signorini sont reprises :

Condition de contact :

$$\sigma_n \leq 0 \quad (75)$$

Condition de non-interpénétration :

$$\Delta v \cdot n \leq 0 \quad (76)$$

Avec

$$\Delta v = v_{pièce/laminoir} - v_{matrice/laminoir} \quad (77)$$

Δv est le vecteur vitesse relative dont la composante tangentielle est la vitesse relative de glissement Δv_g utilisée pour le calcul de la puissance dissipée par frottement :

$$\Delta v_g = \Delta v - (\Delta v \cdot n) \cdot n \quad (78)$$

La puissance totale dissipée par plastification du volume V et frottement sur la surface S s'écrit alors [BM7530] :

$$P_{totale} = \int_V \sigma_0 \cdot \dot{\epsilon} \cdot dV + \int_S \bar{m} \cdot k \cdot \Delta v \cdot dS \quad (79)$$

Ces puissances, telles qu'elles ont été introduites dans ce paragraphe, sont calculées par le logiciel FORGE et font partie des résultats disponibles en fin de calcul.

2.9.3 Etude numérique du cas de la préforme haltère 9004

Les principaux résultats d'une simulation numérique avec le logiciel FORGE sont présentés dans ce paragraphe. Les détails figurent en annexe 7.

2.9.3.1 Résumé de la mise en données FORGE

Pour cette étude deux demi-matrices similaires avec un coin central à simple réduction de diamètre sont introduites avec leur maillage STL issu de la géométrie CAO. La condition de symétrie centrale est posée, et les principales données sont indiquées sur la Figure 76.

Diamètre initial	27 mm
Demi-Longueur (symétrie)	28 mm
Volume	15968 mm ³
Matériau	C14.tmf
Température	1250°C
Taille de Maille	2 mm
Pas de temps max	0,0005 s
Température ambiante	50°C
Vitesse Outillage	30mm/s

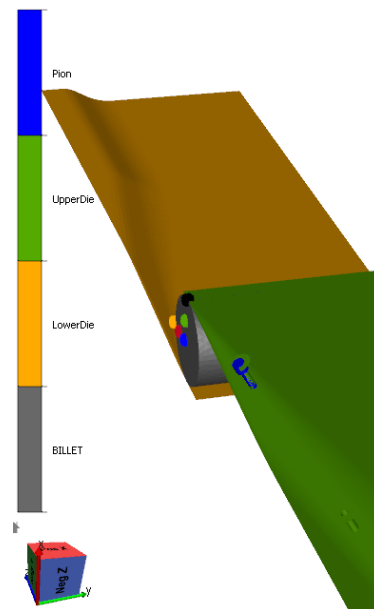


Figure 76 - Mise en données et visualisation de la configuration retenue pour la simulation numérique d'une simple réduction de diamètre 9004 [THESE]

2.9.3.2 Principaux critères observés

Les résultats de simulation numérique ont fait l'objet d'une analyse sur plusieurs critères géométriques :

Evolution du volume de pièce :

- Volume initial : 15968 mm³
- Diminution du volume de pièce de l'ordre de 0,17% entre le premier incrément et l'incrément final

Les dimensions caractéristiques au dernier incrément de la course :

- Diamètre initial 26,75 à 26,85mm pour une donnée numérique initiale de 27mm.
- Diamètre réduit en partie centrale, de profil ellipsoïdal de grands axes compris entre 13,4 et 14,15mm.

L'évolution de la géométrie de pièce est présentée à titre indicatif sur la Figure 77.

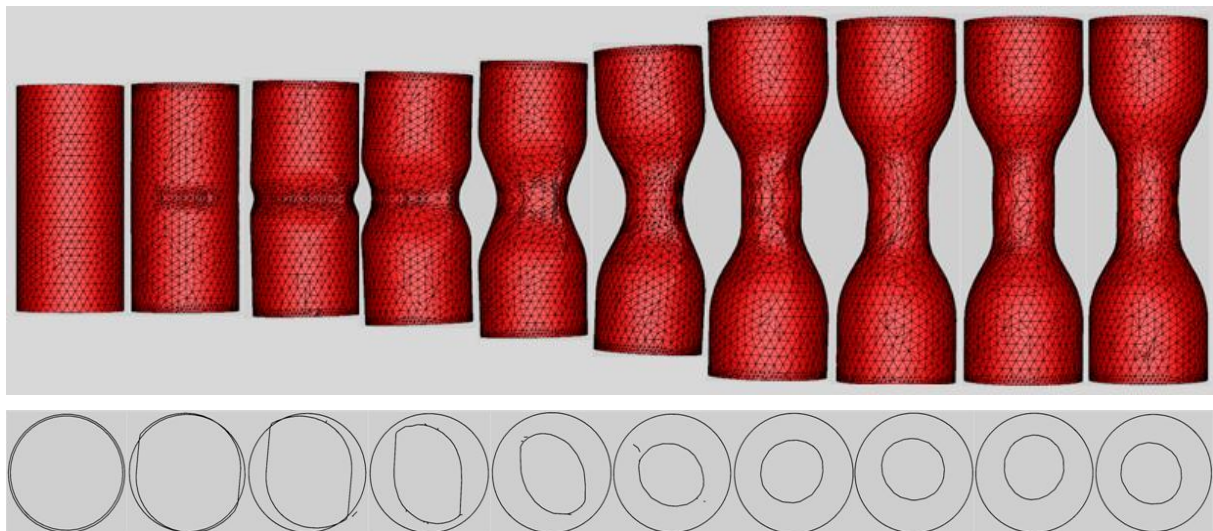


Figure 77 - Evolution du profil de pièce au cours de l'avance sur les matrices, par incrément de déplacement de 25mm [THESE]

2.9.3.3 Equilibre des puissances

La Figure 78 présente les caractéristiques calculées des trois puissances : instantanée, plastique et de dissipation par frottement.

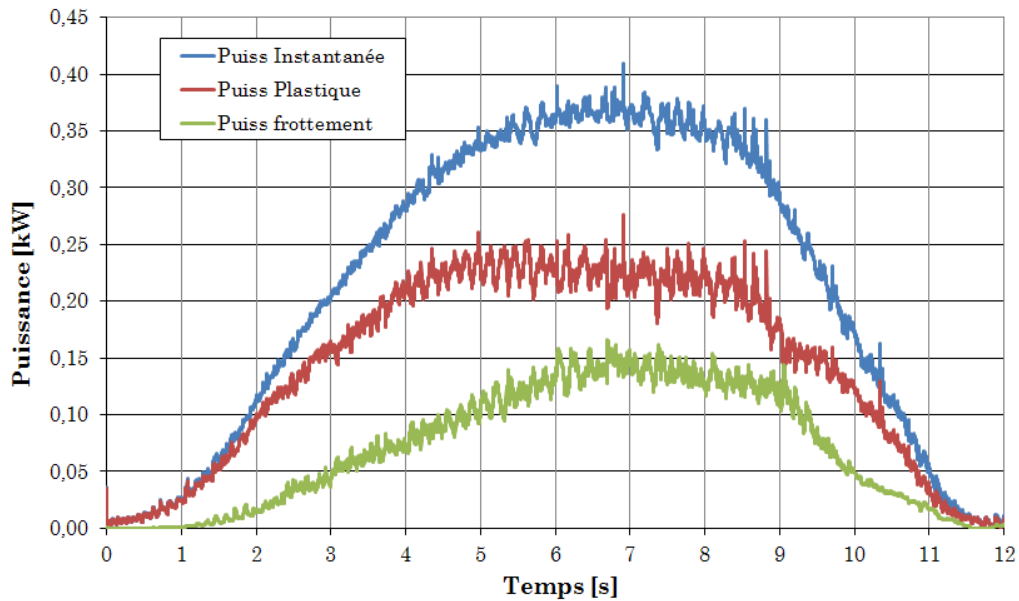


Figure 78 - Evolution des puissances le long de la course de laminage [THESE]

2.9.3.1 Efforts calculés sur un pion

La simulation numérique a été développée également en vue de reproduire la configuration des matrices MPC1. Le comportement du pion dans son logement étant mal connu notamment en termes de frottement, une configuration est définie avec un pion rigide frottant sur outil rigide. Cette configuration a ensuite été développée en utilisant un pion déformable avec frottement dans son logement et appui sur outil flottant. Ces derniers résultats ne sont pas encore disponibles dans ce manuscrit.

L'allure de l'effort calculé qui est exercé par la pièce lors de son contact avec le pion situé à la course de 56mm (I1) est représentée sur la Figure 79. Le profil général est encore difficile à mettre en évidence et les résultats ne sont pas assez affinés pour conclure sur une corrélation éventuelle avec les résultats expérimentaux. Le profil « bruité » des efforts provient de variations autour des remaillages. Des difficultés ont été identifiées pour la mise en place relative du pion dans son logement de matrice, l'estimation des conditions de frottement, et dans le choix du modèle de support. Ce travail est encore en cours de développement.

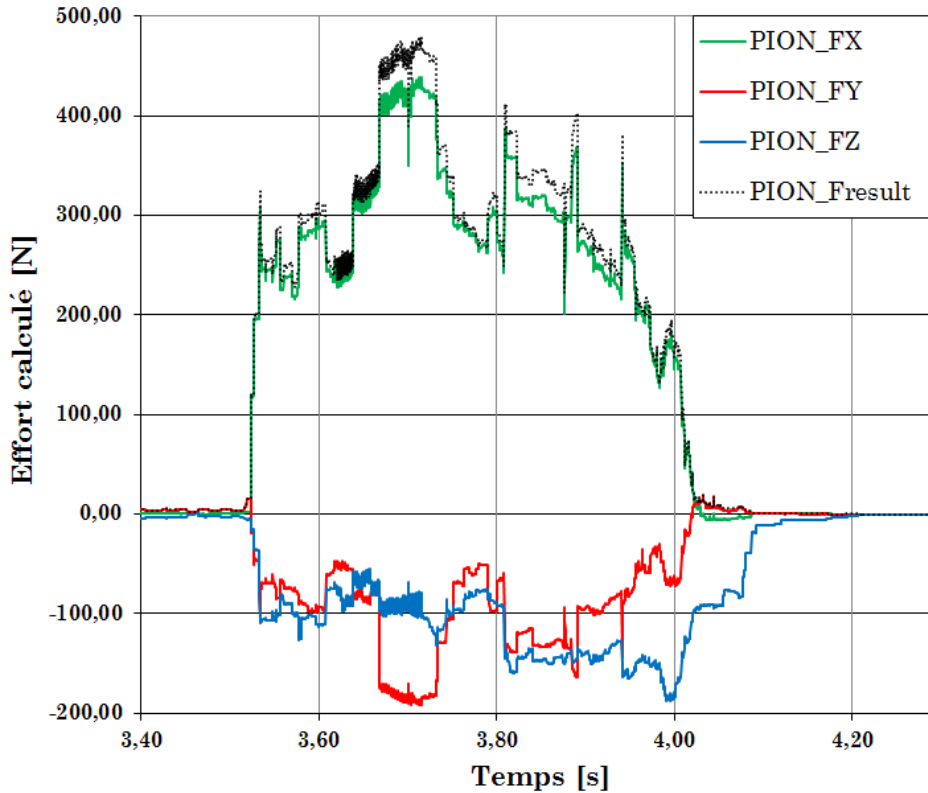
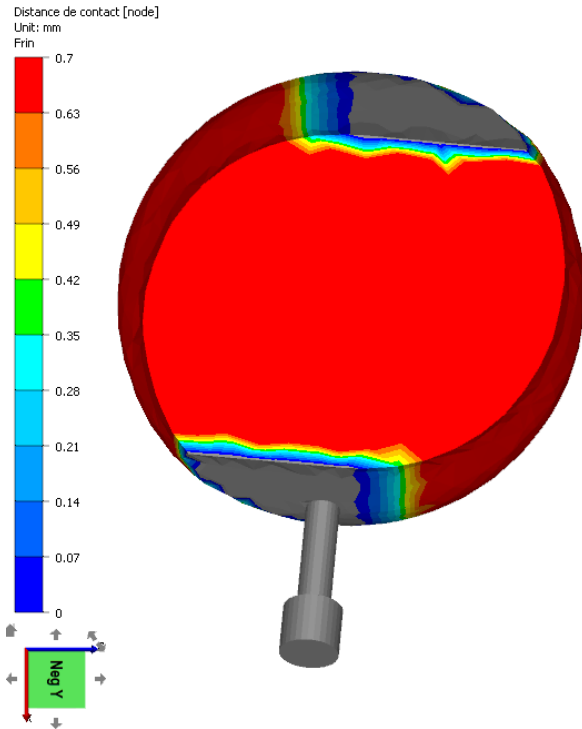


Figure 79 - Effort résultant exercé par la pièce en contact avec le pion de mesure en I1 [THESE]

2.9.3.2 Conditions de contact pièce-outil

En considérant que l'effort exercé par la pièce sur le pion est uniformément réparti sur la surface en calotte sphérique du pion ($3,37\text{mm}^2$), le niveau de la pression de contact calculée est alors de l'ordre de 90 à 135 MPa. Cette valeur ne peut pas en l'occurrence être comparée directement aux résultats expérimentaux car ceux-ci n'ont pas été menés pour des conditions de lopin à température initiale de 1250°C . Cependant, en considérant les résultats associés à la Figure 81, et le comportement rhéologique de l'acier dans ces conditions (Tableau 24), une valeur de la contrainte d'écoulement de l'ordre de 120 à 130 MPa peut être définie. Dans ces cas la pression de contact calculée correspondrait à la contrainte nécessaire pour déformer le matériau. L'incertitude qui entoure ces résultats ne permet pas encore de conforter les conclusions. La dépendance des résultats de calcul à de trop nombreuses hypothèses faibles doit être améliorée notamment en élargissant le spectre des configurations testées pour le calage du frottement pièce/outil, le dispositif de support du pion sur le plan numérique et sur le plan expérimental en affinant la précision sur les résultats de mesures



Valeur des paramètres pièce au nœud 802 lieu du contact pièce/pion :

$$\sigma_{Normale} = -72,5MPa$$

$$T = 896^{\circ}C$$

$$\bar{\epsilon} = 0,43$$

$$\dot{\epsilon} = 0,84 s^{-1}$$

Valeur des paramètres outils au lieu du contact pièce/pion

$$\Delta v_g \sim 2 mm/s$$

$$\tau \approx 45MPa$$

Incrément 99, temps = 3,92s

La surface grisée correspond à la pénétration du maillage pièce dans le maillage matrice

Figure 80 - Vue du Contact Pièce/Outil, la surface grisée représente la « tâche » de contact dont la pénétration est de l'ordre de 0,02 mm [THESE]

2.9.3.3 Autres résultats

Les résultats de la simulation numérique sont également utiles pour avancer dans la connaissance des grandeurs telles que la contrainte équivalente de Von Mises, de la température, de la déformation généralisée et de la vitesse de déformation. Par exemple, ces paramètres calculés pour un contact pièce/outil lors du passage du capteur A permettent de déterminer des ordres de grandeurs, repris sur la Figure 81.

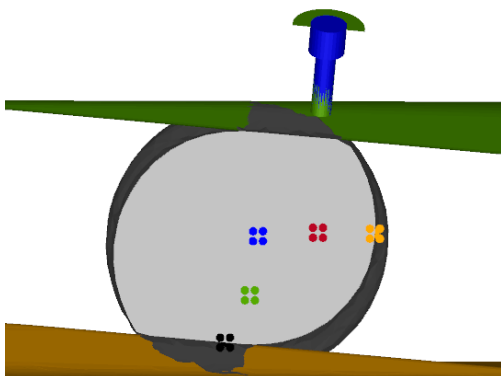


Figure 81 - Contact du capteur A à l'interface pièce/outil sur la section centrale du lopin

Lors du contact :

$$\sigma_{Eq} \approx 100 MPa$$

$$T = 865^{\circ}C$$

$$\bar{\epsilon} = 0,43$$

$$\dot{\epsilon} = 5,6 s^{-1}$$

Pour un lopin de diamètre initial 27mm en acier C14, subissant une réduction de diamètre instantanée de 20% ; Course parcourue = 87mm, environ ½ tour.

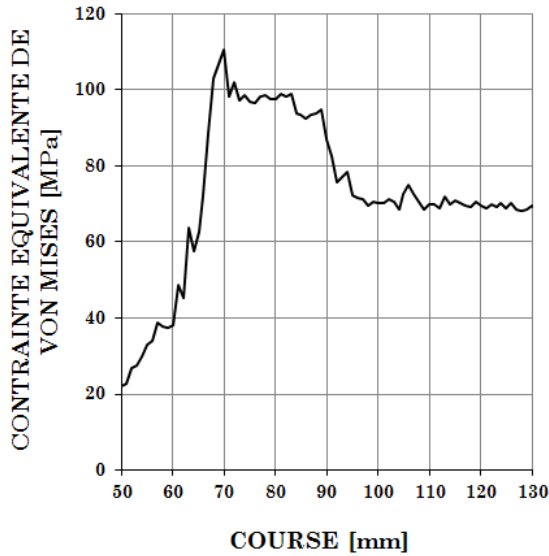


Figure 82 - Contrainte équivalente lors du contact pièce/outil du capteur A

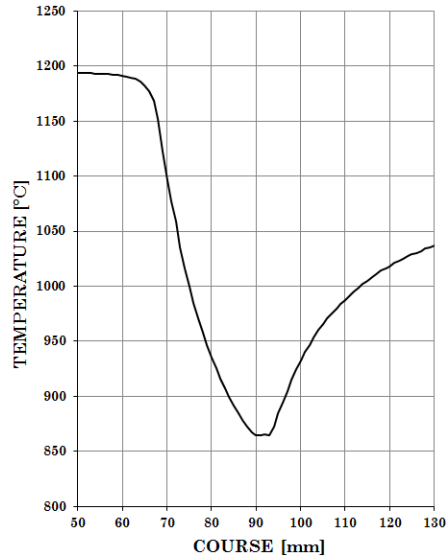


Figure 83 – Température de surface lors du contact pièce/outil du capteur A

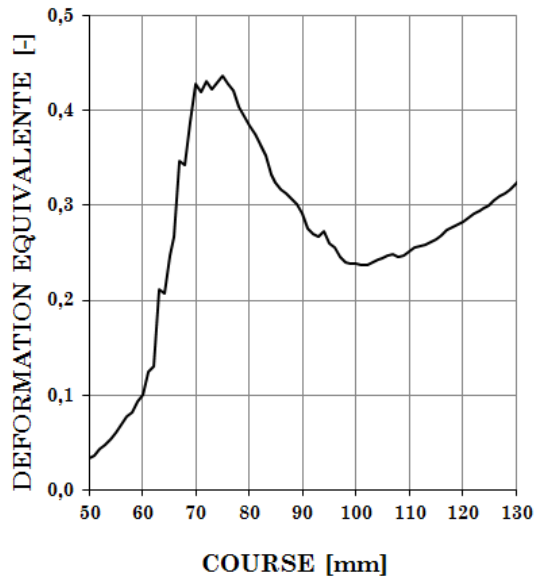


Figure 84 – Déformation équivalente lors du contact pièce/outil du capteur A

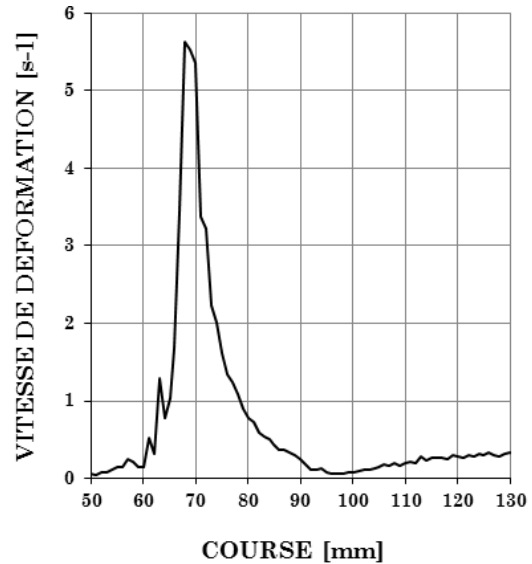


Figure 85 – Vitesse de déformation lors du contact pièce/outil du capteur A

2.9.4 Equilibre des puissances

En laminage transversal, l'équilibre entre puissance de plastification et puissance d'entraînement et de maintien en rotation de pièce est nécessaire. L'augmentation excessive du volume de matière à repousser par le choix d'angles trop élevés et aussi dommageable que l'implantation d'une texture de surface insuffisante. La puissance pouvant être transmise par adhérence constitue une sorte de « goulet d'étranglement » ce qui constitue un des facteurs limitant. Le second facteur limitant est la « prise de passe » trop importante, c'est-à-dire, un taux de réduction trop élevé et la multiplication des effets des angles de formage et d'étirement trop importants, qui engendrent un repoussage de matière trop violent par incrément d'avance (ou de rotation de pièce).

2.10 Conclusion

Dans ce chapitre, le **caractère complexe du contact pièce/outil** a été mis en évidence afin de montrer que sa maîtrise est **la clef du pilotage du procédé** de laminage transversal.

La maîtrise des efforts est présentée comme un point incontournable et rappelons ici qu'il n'existe pas actuellement de modèle suffisamment élaboré pour l'estimation de l'effort résultant outil/pièce qui s'exprimerait comme une fonction de la géométrie (1), de la tribologie (2) et de la rhéologie (3).

Les effets des paramètres géométriques tels que les angles de formage et d'étirement ainsi que les rayons d'arêtes sur la nature des efforts coin/pièce sont majeurs et par conséquent ces trois paramètres sont signalés comme étant **significatifs** au sens où ils gouvernent véritablement la « **part géométrie** » de l'effort résultant outil/pièce. C'est dans cet esprit que le paramétrage complet des coins a été introduit en vue de développer les techniques d'aide à la conception d'outillage qui seront présentées dans le chapitre 4.

L'intérêt pour la géométrie de la surface de contact, l'estimation de coefficients de frottement ou encore pour la mesure d'une pression de contact est justifié par le besoin d'estimer la « **part tribologie** » dans un modèle de calcul d'efforts.

De plus, le rôle prépondérant de la **texture de surface** a été mis en exergue par le moyen des observations expérimentales. Il apparaît que ce thème n'est jamais abordé en détail dans la littérature, ou seulement sous l'angle d'un coefficient de frottement critique dont la valeur plus élevée est utilisée pour caractériser les différences entre surfaces de roulement et surfaces non-striées. Sa définition précise semble indispensable puisqu'il est démontré que la variation d'acuité des stries a un impact direct sur les phénomènes de transition roulement-glisement. Or les effets de ce **frottement anisotrope** n'ont pas été étudiés sur le plan expérimental ou numérique. C'est pourquoi une proposition de spécification a été introduite. A l'avenir, il sera nécessaire de déterminer l'influence des différents paramètres que sont la forme des stries, leurs largeurs, longueurs, orientation, ainsi que le pas. Le pas optimal d'écartement entre deux arêtes de stries semble être en rapport direct avec la largeur de contact pièce/outil.

La **mesure de pression de contact** qui a été développée dans cette thèse a permis de fournir des résultats cohérents et répétables. Des valeurs de références ont été déterminées pour trois matériaux ; elles constituent des points de corrélation possibles avec les simulations numériques qui sont encore en cours de validation. Les données expérimentales recueillies au cours de ce travail composent une base qui servira de référence pour les futurs travaux de simulation numériques. Plus largement, la mesure de pression de contact a permis de montrer la sévérité du contact pièce/outil par l'observation des surfaces de coins plastifiées et par l'évolution croissante de l'amplitude d'effort de contact le long des flancs des coins.

La « **part rhéologie** » du matériau est uniquement prise en compte par l'unique paramètre d'un modèle de matériau rigide parfaitement plastique que constitue la contrainte d'écoulement. Ce volet du comportement du matériau de la pièce n'a

pas été développé dans cette thèse, outre des recherches bibliographiques présentées dans le chapitre 3.

Globalement, l'étude du contact pièce-outil peut se résumer au constat suivant :

- (1) *Nécessité de garantir l'entraînement en rotation de la pièce par une texture de surface appropriée tout en autorisant le glissement dans la direction transverse pour favoriser l'écoulement longitudinal ;*
- (2) *Connaitre la géométrie de la surface de contact, la pression de contact moyenne et le comportement à l'écoulement plastique du matériau permet d'estimer l'effort transmis à l'interface pièce/outil ;*
- (3) *La puissance transmise par l'avance des matrices pour l'entraînement (P_{te}) de la pièce, se compose d'une part de l'effet d'obstacle du coin et d'autre part de la transmission de l'effort par frottement d'adhérence à l'interface de contact pièce/outil. Cette puissance P_{te} doit rester supérieure à la puissance plastique P_{plast} . nécessaire pour opérer la mise en forme.*

Chapitre 3

Fabrication et qualité des pièces

Résumé: Dans ce chapitre les conditions requises pour la fabrication de pièces par laminage transversal sont abordées. L'accent est particulièrement mis sur la typologie des défauts potentiellement rencontrés ainsi que sur les causes et remèdes identifiés. La connaissance approfondie des défauts et de leurs origines permet d'accélérer la mise au point d'outillage en phase de validation présérie. L'exemple du développement de l'outillage de préforme de bielle 9023 est ensuite détaillé pour illustrer la complexité des phénomènes observés. Dans un second temps, la question du contrôle géométrique des pièces est abordée afin de compléter une approche globale de la qualification d'outillage. Enfin des essais réalisés sur une préformes de type « haltère » sont présentés pour mettre en évidence l'influence des paramètres physiques sur l'amplitude de l'effort de laminage.

La mise au point d'outillages pour la fabrication de pièces obtenues par le procédé de laminage transversal est possible sans écrire d'équations de la mécanique. Il n'est pas nécessaire de maîtriser finement la physique de ce procédé pour obtenir des laminés dont le niveau de qualité est correct. Cependant, dès lors qu'une production de série va être recherchée, que de lourds investissements seront engagés, qu'un risque d'apparition de défaut ne sera pas acceptable ou que la maîtrise de l'usure d'outillage sera une question soulevée, la connaissance fine des phénomènes intervenant dans ce procédé est nécessaire. La volonté d'industrialiser ce procédé pousse à la maîtrise de chaque variable afin de maintenir un niveau de qualité constant, dont la marge d'évolution sera connue et corrigeable. C'est par conséquent d'une démarche d'industrialisation que naît le besoin de disposer d'indicateurs et de niveaux de références afin d'établir des domaines de fonctionnement.

3.1 Exigences sur les pièces

Le procédé de laminage transversal est particulièrement prometteur de gain sur l'engagement matière. Pour trouver une place aujourd'hui parmi les procédés de mise en forme, il se doit de répondre également aux niveaux d'exigences élevées des pièces de forge en général. Les attentes concernant le niveau de qualité des pièces produites par laminage transversal sont donc nombreuses et dépendent des applications considérées (Tableau 28).

Qualités	Exigences	Type de pièce	
		Préforme	Pièce semi-finie
Géométriques	Dimensions de pièce (diamètres, longueurs, angles, rayons...)	Importants rayons de congés de raccordement entre sections. Formes adoucies Angles d'épaulement faibles	Faibles rayons de congés de raccordement Epaulements marqués Angles élevés
	Répartition des Volumes et masse de pièce finale	Prise en compte du besoin de manipulation entre opérations de forge et nécessité d'assurer une mise en position correcte pour les frappes suivantes Qualité du remplissage de gravure, taille de bavure	Fort taux de réduction attendus
	Rectitude de pièce	Faible déflexion nécessaire pour un positionnement de pièce correct lors des opérations suivantes	Opérations d'usinage ultérieures nécessitant la régularité des surépaisseurs et une déflexion limitée.
Santé de Peau	Absence de replis de matière sur la peau de pièce	Inacceptable car opérations de mise en forme ultérieure susceptible de propager le défaut en interne	Taille de défaut < quelques 0,1 mm, car opération d'usinage et finition ultérieure
	Absence de cratères, de calamines incrustées		
Santé interne	Absence de cavités internes	Tolérances jusqu'à quelques dixièmes car possibilité de refermer les microcavités par forgeage ultérieur	Défaut inacceptable Aucunes cavités tolérées Contrôle ultrasonore
	Intégrité de la structure métallurgique Finesse et homogénéité de la taille de grain Homogénéité à l'échelle millimétrique des propriétés mécaniques	Des variations de quelques micromètres tolérées sur la taille de grain	
Propriétés mécaniques	Fibrage longitudinal de pièce	Torsion des fibres à limiter au maximum	
	Absence ou limitation de la torsion des fibres	Difficulté pour maintenir une bonne qualité de fibrage dans les opérations ultérieures	Risque de relaxation de contraintes résiduelles de torsion
	Limite élastique et limite d'endurance en fatigue	Les plus élevées possibles	

Tableau 28 – Exigences générales concernant les pièces obtenues par laminage transversal

3.2 Classes de défauts rencontrés en laminage transversal

Selon Li et al., citant Johnson et Mamalis, les défauts susceptibles d'apparaître lors du laminage sont classés en trois catégories [LLST02] :

- Défauts de sections de la pièce (Type I) tels qu'un défaut de circularité (ou ovalisation résiduelle), un défaut de concentricité le long de l'axe de pièce, la conicité de sections attendues constantes... ;
- Défauts de surface (Type II) tels que la présence de vrilles, de replis, de rides...etc ;
- Défauts internes (Type III) tels que des fissures, de la striction, arrachements ductile, cavités créés par effet Mannesmann, microstructure désorganisée

Cette classification est incomplète et peut poser des difficultés. Tout d'abord, certains défauts peuvent entrer simultanément dans plusieurs catégories. Par exemple l'apparition de striction dans une section de la pièce conduit généralement à une diminution locale de section (I), mais également à un étirement sur la surface de pièce (II) et enfin à un endommagement interne avec la création de microcavités par écoulement autour des inclusions de duretés supérieures (III). C'est le cas également des replis (II) qui peuvent se propager en profondeur en cours de laminage (III). Par ailleurs, les défauts géométriques tels qu'une déflexion résiduelle le long de l'axe de pièce ne sont pas pris en compte par cette classification.

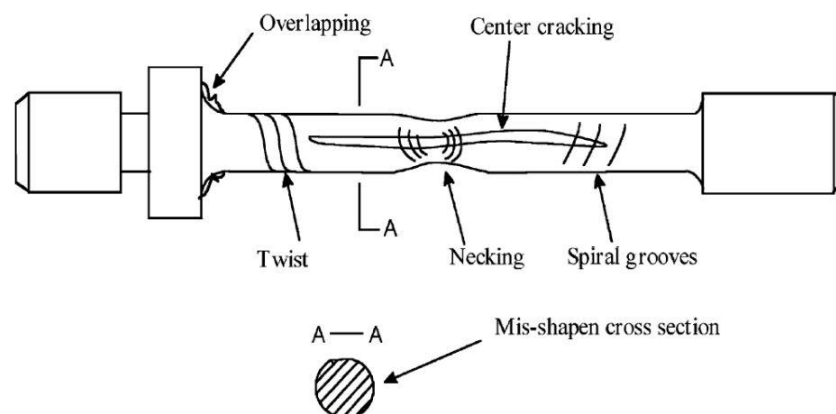


Figure 87 - Typologie de défauts d'après Li et al. [LLST02]

La Figure 87 illustre quelques-uns des principaux défauts rencontrés en laminage transversal. Une liste plus exhaustive de la typologie des défauts, réalisée à partir d'une étude bibliographique et d'observations expérimentales sur les pièces laminées au laboratoire LCFC ou à l'IWU de Chemnitz, est analysée au paragraphe suivant.

3.3 Typologie de défauts, causes et remèdes possibles

Les défauts rencontrés en production de pièces peuvent avoir plusieurs causes, lesquelles sont parfois mal identifiées car pouvant résulter de conditions particulières combinées les unes aux autres. Shchukin et al. considèrent que les défauts de fabrication sont rencontrés de manière [SHKO08 170] : (1)

systematique et constante, (2) systematique et variable ou (3) occasionnelle. Cette lecture doit être adoptée lorsqu'un défaut est constaté, de manière à prendre des mesures adaptées en vue de minimiser les conséquences en production de série.

3.3.1 Défauts concernant la géométrie finale de pièce

La forme des sections de pièces attendues s'inscrit généralement dans une géométrie régulière, le profil circulaire étant majoritairement recherché. Ainsi, la pièce peut être vue comme une série de cylindres ou de cônes élémentaires le long de son axe. Ainsi la pièce finale, caractérisée par des sections et des volumes répartis les uns par aux autres, peut être cotée par des tolérances géométriques définies dans la norme NF EN ISO 1101 pour la cotation des produits.

3.3.1.1 Précision dimensionnelle


Le niveau de qualité dimensionnelle pouvant être atteint en laminage transversal peut être excellent, mais il est fortement dépendant de l'application considérée et nécessite le réglage d'un grand nombre de paramètres. Hellbach et al. indiquent qu'en conditions standard de production, une tolérance de $\pm 0,4\text{mm}$ sur des diamètres allant de 10 à 40mm est courante. Ces auteurs affirment pouvoir atteindre $\pm 0,15\text{mm}$ au diamètre sur des essais de laboratoire, lorsque des mesures particulières sont mises en place. Les améliorations portent sur l'attention portée au maintien d'une température constante durant le processus, et la mise au point de l'outillage par le réglage fin de l'entrefer et l'optimisation des géométries d'outillage [HEPL03]. Sur le volet tolérance au diamètre, Shchukin et al. affirment pouvoir atteindre une précision maximale de 0,01mm sur un diamètre de 7mm avec une rugosité de surface Ra de l'ordre de 0,6. D'une manière générale, ces auteurs annoncent pouvoir atteindre une valeur de $\pm 0,2\text{mm}$ pour des diamètres allant de 2 à 120mm et des longueurs de pièces de 40 à 1000mm. Toujours selon ces auteurs, les facteurs influant sur le niveau de précisions sont soit de premier ordre, c'est-à-dire, dont la correction permet d'atteindre un degré « normal » de précision dimensionnelle de $\pm 0,2\text{mm}$, soit de second ordre, dont la correction affinera encore la précision entre $\pm 0,2\text{mm}$ et 0,01mm [SHKO08 170]. Ces paramètres sont explicités dans le Tableau 29.

Paramètres de premier ordre Précisions de ±0,2mm sur Ø € [2...120mm]	Paramètres de second ordre Précisions de ±0,01mm sur Ø 7mm
Dérive des réglages de laminage par déformation élastique et thermiques ; Température de chauffe et variations dimensionnelles des lopins ; Condition d'adhérence changeante sur l'outillage ; Usure d'outillage ; Fluctuations dans la nuance matériau et les propriétés initiales du métal ; Calamine sur le lopin ; Formation de calamine au refroidissement pièce ; Instabilité de roulement : glissement, torsion, retraits...	Précision dans l'exécution des outillages Précision dans le positionnement des outillages Irrégularités dans l'usure des dispositifs de guidages des outillages ;


Tableau 29 - Paramètres influant sur la précision dimensionnelles des pièces laminées [SHKO08 170]

3.3.1.2 Déflexions résiduelles, défaut de battement, défaut de conicité

Au cours du laminage, les pièces peuvent subir des déformations en flexion, ce risque est d'autant plus élevé que les pièces sont très élancées (flambement) ou comportent de faibles sections jouant le rôle de points d'inflexion. Le cas fréquent des pièces « jumelles », laminées par deux pour des raisons de symétrie, est particulièrement concerné par de possibles déflexions. En effet leurs sections centrales est le lieu du plan de symétrie ; cette section correspond à l'une des extrémités de pièces qui sera tronçonnée en fin de laminage, la tendance à réduire cette section est très forte pour minimiser la perte de matière. Ainsi, le centre de la pièce sera le siège d'une rotule autour de laquelle une déflexion peut s'articuler. Par ailleurs, le maintien à section constante d'une portion de pièce peut se révéler une opération délicate si les pièces sont trop élancées. Il existe une règle empirique limitant le rapport longueur sur diamètre afin d'éviter les déflexions ou le flambage (voir chapitre sur la conception). Les fluctuations d'efforts s'exerçant sur la pièce durant le laminage engendrent une tendance au battement de la pièce entre les outillages. Si l'espace libre inter-matrices est excessif, il permet alors à la pièce d'osciller légèrement de part et d'autre de l'outillage, s'articulant durant sa rotation autour des parties en contact (flexion rotative). Le flambement de pièce a été étudié par Hu et al., cité par Fu et al. [FD93], qui indiquent qu'il est dû à la dilatation thermique hétérogène et aux contraintes de traction qui opèrent durant le laminage.

Déflexions résiduelles : cambrage, forme en « V », ou en « W »	
Causes possibles	Différences de vitesses tangentielles sur l'outillage Décalage inapproprié des matrices entre elles ; courses d'outillage mal synchronisées.
Remèdes	Modification de la texture de surface sur l'outillage Variation du calage angulaire des rouleaux ou de l'avance d'une matrice sur sa « partenaire »
Référence	[FD93]
Exemple	 <p style="text-align: center;">Figure 88 - Défauts par de forme par déformations résiduelles le long de l'axe de préformes de bielles 9023 [IWU/THESE]</p>

La fluctuation d'effort peut également naître d'un refroidissement ou d'un réchauffement de pièce au cours du laminage. Les pièces de sections trop faibles ne disposent pas d'un apport calorifique suffisant pour réchauffer la peau de pièce. L'apport de chaleur engendré par la déformation plastique peut contribuer à échauffer une partie de la pièce, déséquilibrant ainsi les efforts internes. Ces variations conduisent notamment à obtenir des défauts de conicité sur les pièces. Ce phénomène est rapporté par Shchukin et Khozevnikova [SHKO08 170].

Défaut de conicité	
Causes possibles	Provient de la variation des efforts durant le laminage lors d'une variation de température trop importante du matériau laminé (refroidissement ou chauffe).
Remèdes	Diminuer la conicité en agissant sur la diminution de l'effort de laminage ; cet effort est d'autant plus faible que la réduction de diamètre est plus faible et diminue également dans le cas d'une augmentation de la température de chauffe du lopin.
Référence	[SHKO08 170]
Exemple	 <p style="text-align: center;">Figure 89 - Conicité d'une section attendue cylindrique [IWU/THESE]</p>

3.3.1.3 Ovalisation de section, « Bourrage » de matière, Replis

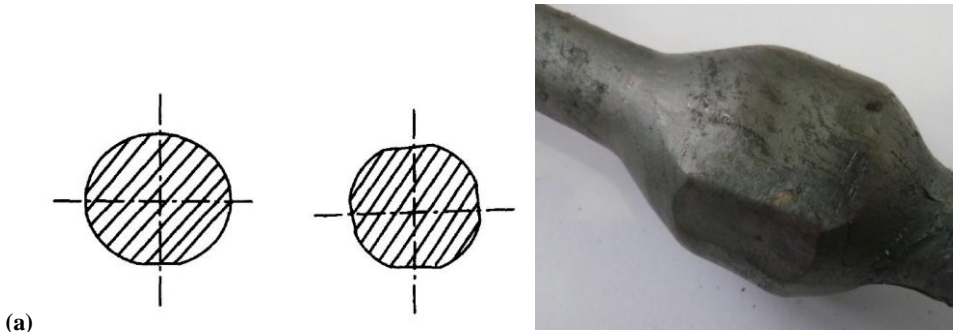
Parmi les défauts rencontrés couramment, les irrégularités de section de pièce sont inévitables. Ces irrégularités résultent du roulement imparfait du lopin dont le matériau déformable va supporter les instabilités en matière d'efforts s'exerçant de part et d'autre de la pièce.

En cas de glissement momentané ou localisé de la pièce, un surplus de matière reste non déformé sur une partie de la pièce, lequel va être brutalement compressé lors de son prochain passage en contact avec l'outillage. Le volume de matière est trop important puisqu'il correspond au volume mal repoussé lors de son dernier passage sur la matrice, auquel s'ajoute le volume nominal devant être mis en forme à chaque passe sur l'outil. Ce volume excédentaire peut alors occuper tout l'espace inter-matrices (entrefer) et entraîner un « bourrage » de matière. Ce bourrage peut lui-même générer le blocage en rotation de la pièce et occasionner ainsi un nouveau glissement. Le schéma de base glissement-bourrage peut se répéter, s'amplifier et entraîner une escalade d'instabilités qui mène au glissement complet de toute la pièce. Dans une version moins catastrophique, les instabilités entraînent localement : méplats, ovalisations, cercles tronqués, replis...etc.

Parfois, le profil de coin de l'outillage est inadéquat pour refouler la nuance de matière qui est choisie. La caractéristique hauteur de coin en fonction de la course induit un programme de déformation qui se répartit tout au long du chemin parcouru sur l'outillage. Dans le cas où la résistance à l'écoulement plastique du matériau choisi atteint un niveau trop élevé, l'effort résultant sur l'outillage ne suffit pas à repousser suffisamment la matière. Il en résulte un retard dans le déroulement de la déformation, ce retard s'accumulant, le volume

de matière à repousser est de plus en plus important, contribuant à accroître encore l'effort de mise en forme nécessaire. Le flanc du coin de mise en forme est de moins en moins capable d'opérer la déformation contribuant au blocage de matière entre les deux surfaces de matrices. Les conséquences sur la pièce sont identiques et à mesure du volume de matière piégé.

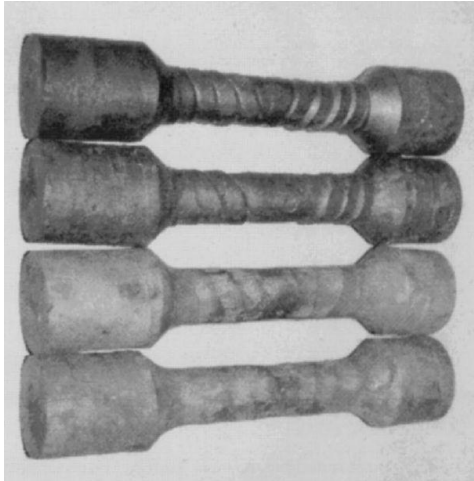
Ces explications sont établies sur la base d'observations expérimentales mises en évidence dans la cadre des essais d'outillage de préforme de bielle 9023 à l'IWU de Chemnitz. Ces conclusions sont partagées par d'autres acteurs industriels rencontrés lors de réunions techniques dans le cadre de cette thèse. D'autres effets corollaires sont également rencontrés et seront présentés plus loin.

Ovalisation de section, « Bourrage » de matière, Replis	
Causes possibles	Glissement sur l'outillage Présence de matière localement trop importante ; Repoussage longitudinal de matière insuffisant ;
Remèdes	Assurer une texture de surface permettant l'adhérence suffisante ; Modification de l'évolution du profil de coin de mise en forme ; Rendre concave la caractéristique hauteur de coin en fonction de la course.
Référence	[FD93], [LLST02]
Exemple	 <p style="text-align: center;">(a) sections irrégulières [FD93] ; (b) Méplat suite à un bourrage de matière, préforme Bielle 9023 [IWU/THESE]</p>

3.3.1.4 Vrille en surface de pièce

La présence de marques hélicoïdales peut être rencontrée en surface de pièce (Figure 91). Ce défaut de surface résulte principalement (exclusivement ?) de l'indentation de l'arête du coin de mise en forme sur la surface de la pièce [FD93]. Ce phénomène a été vérifié dans le cadre des essais de cette thèse sur la préforme « haltère » 9004. Le passage d'une arête saillante (rayon quasi nul) à une arête de rayon 2mm contribue à supprimer la vrille visible à l'issue du laminage. Une explication est avancée par Thompson et Hawkyard, cités par Fu et al. qui indiquent la nécessité d'avoir un contact à frottement élevé entre la pièce et l'outil. L'adhérence requise impose l'usage de stries fortement marquées sur les surfaces de mise en forme, ce qui contribue à créer des empreintes profondes dans la matière [FD93]. L'expérience faite par l'équipe de l'IWU Chemnitz démontre le rôle majeur joué par le rayon de l'arête du coin (R_s) sur l'ampleur des

marques observées en surface de laminé [GHKM98] et [NKR98]. Le lien entre le rayon de raccordement et l'amplitude des efforts radiaux sur la pièce est abordé dans le chapitre 4 sur la conception d'outillage.


Vrilles de surface	
Causes possibles	Rayon de raccordement trop faible au sommet du coin de mise en forme
Remèdes	Augmentation du rayon de raccordement
Référence	[GHKM98], [NKR98], [FD93]
Exemple	 <p style="text-align: center;">Figure 91 - Pièces laminées avec formation de vrilles différentes, dépendantes du rayon d'arête de coin ($R_s = 0, 10, 15, 20$ mm) [GHKM98] et [NKR98]</p>

3.3.2 Défauts impactant la santé de pièce

Comme cela a été indiqué précédemment, la distinction entre défauts géométriques (dimension et/ou morphologie) et défauts relatifs à la santé de peau et de cœur de la pièce n'est pas toujours simple à établir. Certains effets de surface peuvent se propager en interne. Par exemple, Fu et Dean indiquent que la présence d'une vrille de surface telle qu'évoquée au paragraphe précédent peut s'accompagner d'une striction.

3.3.2.1 Apparition de Striction

Le phénomène de striction se produit lorsque la contrainte régnant dans une section de la pièce dépasse l'effort maximal admissible du matériau par unité de surface. L'application d'efforts longitudinaux par les flancs des coins de mise en forme sollicite la pièce en traction dans les parties réduites en diamètre. Dès que la contrainte axiale est supérieure à la limite élastique du matériau durant le laminage, la striction apparaît dans la section la plus faible. Cette conclusion est partagée par de nombreux auteurs cités par Fu et Dean 1993 [FD93].

Défaut de striction	
Causes possibles	<p>Dépassement de la contrainte admissible dans la section considérée</p> <p>Effort axial trop important</p> <p>Température du matériau trop élevée, contrainte d'écoulement trop faible, défaut de cohésion du matériau</p> <p>Angle de mise en forme α trop élevé en rapport avec un taux de réduction trop important</p> <p>Rayon d'arête sur le coin trop fin</p>
Remèdes	<p>Modification du profil de coin par adoucissement de la caractéristique d'évolution de la section du coin</p> <p>Modifier la température de l'opin à la baisse</p> <p>Diminuer éventuellement la vitesse de déplacement des outillages (chute de la vitesse de déformation)</p>
Référence	[FD93], Rapport d'essais [KRU09], [TMJT84]
Exemple	<div style="text-align: center;">  <p>(a)</p> <p>(b)</p> </div> <p style="text-align: center;">Figure 92 - Pièces pour lesquelles se produit de la striction [IWU/THESE]</p>

3.3.2.2 Rides, cratères et Calamine incrustée

La présence d'irrégularités de surface sur les pièces obtenues en fin de laminage peut être la cause de défauts ultérieurs. Qu'il s'agisse de pièces brutes de forge appelées à être usinées par la suite ou de pièces subissant d'autres opérations de forge, les défauts doivent rester mineurs. Dans le premier cas les défauts causent des difficultés pour les opérations d'usinage, dans le second cas des replis sont possibles (voir Figure 93). Il convient donc de fixer des limites sur le nombre, la morphologie, les dimensions acceptables etc. La fixation de ces critères se base sur les cahiers des charges habituellement employés dans l'industrie de la forge, c'est-à-dire, avec des spécifications propres à chaque application.

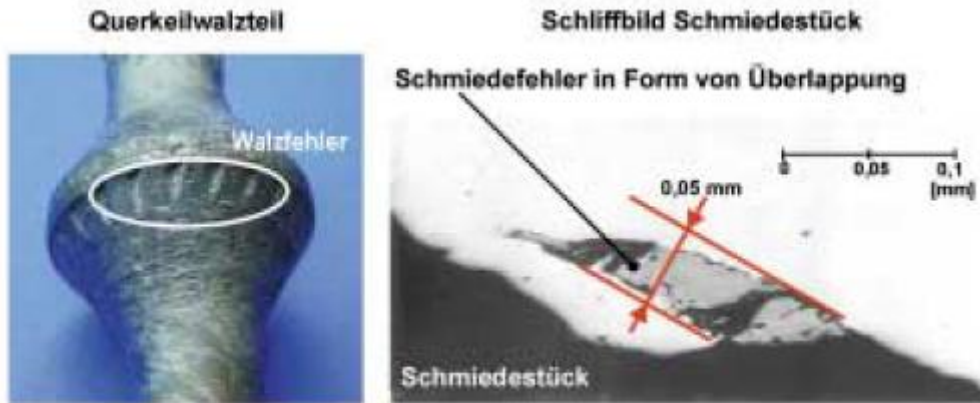


Figure 93 - Visualisation de marques sur une préforme de bielle (gauche) ayant pour conséquence un repli observé sur la pièce finale. Pièce forgée par Schmiedetechnik Plettenberg, d'après [HEPL03]

Il existe également des défauts de type cratères causés par la présence de particules sur la surface d'outillage. Dans le cas de la préforme de la Figure 94, des cratères de 1 à 3mm de diamètre et de l'ordre d'1/2 à 1 mm de profondeur sont observés.



Figure 94 - Cratères résiduels visibles sur la peau de préformes 9026 à l'issue du laminage [ENSAM/THESE]

Une autre difficulté peut être causée par la présence de paillettes d'oxydes en surface de pièce, contribuant d'une part à l'usure d'outillage et d'autre part, rendant les étapes suivantes délicates. Le Tableau 30 reprend les informations relatives aux causes de ces défauts et les solutions possibles pour y faire face.

Type de défaut	Causes possibles	Remède	Référence
Rides	Présence de stries de surfaces trop marquées	Adoucir les arêtes des stries de roulement ; Augmenter l'écart entre les stries	[HEPL03]
Cratères	Présence de corps étrangers en surface d'outillage	Nettoyage régulier des surfaces de mise en forme, Décalaminage préalable pour éviter le dépôt de paillettes	Aucune en particulier
Calamine incrustée	Rupture de la couche de calamine durant le roulage, créant des paillettes de calamine qui s'incruste en surface en surface de pièce	Modifier les conditions de chauffe des lopins ; Réduire les temps d'attente avant laminage Chauffe sous atmosphère contrôlée Décalaminage	[SHKO08 170]

Tableau 30 - Causes et remèdes identifiés pour les défauts de type rides et calamine incrustée.

3.3.2.3 Glissement et torsion

La question des conditions complexes de l'adhérence, évoquée au chapitre 2, révèle combien la maîtrise de l'écoulement de matière nécessite une mise au point affinée des outillages. La présence d'une adhérence trop forte, conjuguée à une variation permanente des rayons de pièce dans la zone de réduction, entraîne des vitesses différentielles. En vue d'éviter des déformations angulaires trop prononcées, il est nécessaire de permettre aux sections qui ne sont pas en cours de déformation de s'adapter à l'évolution de vitesse ; pour ceci, non seulement il faut garantir l'absence de serrage des portions non déformée mais il faut par ailleurs autoriser le glissement « adaptatif » sur les zones en cours de déformation pour permettre l'écoulement longitudinal et la rotation à vitesse angulaire uniforme le long de l'axe de toutes les sections de la pièce. Ce phénomène délicat est évoqué plus en détail dans l'étude des outillages de la pièce balustre 9026.

Torsion, déformations angulaires	
Causes possibles	<p>La torsion est principalement produite par la différence d'efforts tangentiels et d'efforts d'adhérence agissant sur les différentes portions de la pièce. Il serait nécessaire, pour éviter ces effets de torsion, de garantir un roulement sans glissement de toute la pièce sur le même diamètre.</p> <p>Dissymétrie des textures de surface, Stries trop profondes sur certaines zones</p>
Remèdes	<p>Mise au point affinée des textures de surface de l'outillage ; correction pour une similitude des comportements tribologiques</p> <p>Adoucissement ou renforcement des stries d'entraînement</p> <p>Correction des profils de coin de mise en forme</p>
Référence	[FD93], [DATA84], [GHKM98]
Exemple	<div style="display: flex; align-items: center;">  <div style="margin-left: 20px;"> <p>Figure 95 – Déformation angulaire mise en évidence dans une section perpendiculaire à l'axe d'un lopin de plasticine. Réduction de section de 50% opérée entre double rouleaux. [DATA84]</p> </div> </div> <div style="text-align: center; margin-top: 20px;">  </div> <p style="text-align: center;">Figure 96 – Déformation angulaire mise en évidence par un cordon rechargé, pied de préforme de bielle 9023 [THESE/ENSAM/IWU]</p>

3.3.2.4 Défauts liés à une température de travail inadaptée

Pour une géométrie d'outillage donnée, spécifiquement adaptée au laminage d'un matériau défini, le respect de la température de travail est une nécessité. Il existe une limite basse en dessous de laquelle un arrachement de matière est constaté. Avec des températures à la hausse, la limite d'écoulement diminue. En limite haute, la tenue du matériau aux efforts axiaux imposés est trop faible et la striction apparaît. Cette plage de travail est mise en évidence par des essais effectués dans cette thèse. Des lopins d'acier C17, chauffés à différentes

températures variant entre 650 et 900°C, sont successivement laminés dans les mêmes conditions. Alors que pour des températures trop basses un arrachement de matière est observé, l'augmentation progressive en température montre une tendance accrue à la striction de la section centrale.

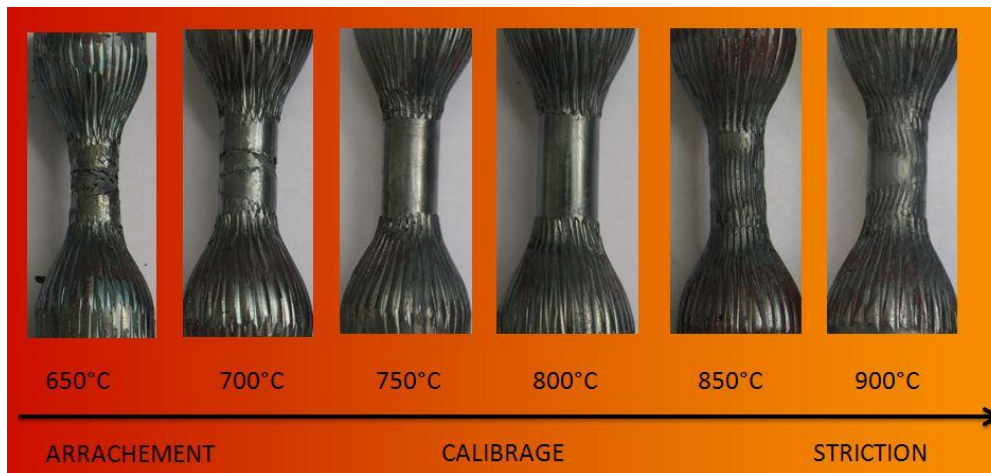


Figure 97 - Apparition de défauts en dehors des plages de températures de travail [ENSAM/THESE]

Cette consigne relative au respect est notamment formulée par Siegel et al. 1972 qui démontrent par des essais de laminage effectués sur différentes nuances d'acier bas carbone C15, que s'écarter de la température de travail en passant de 1220°C à 1100°C contribue à voir l'apparition de cavités internes dès le second tour de rotation du lopin [SOM72].

3.3.2.5 Cavités internes et Effet Mannesmann

Parmi les défauts susceptibles de se former en laminage transversal, l'apparition d'une ou plusieurs cavités internes par effet Mannesmann est particulièrement critique (voir Figure 98, détail d'un arbre primaire de boîte de vitesse en 27MnCr5). Ghiotti et al. définissent cet effet par la formation d'une cavité le long de l'axe longitudinal de barres soumises à une compression radiale. Les cavités se forment en raison de contraintes de tension induites par une déformation hautement hétérogène dont l'amplitude varie de manière cyclique en raison de la rotation imposée à la pièce. Ce phénomène est rencontré en mise en forme à chaud et à froid [GFBB09].

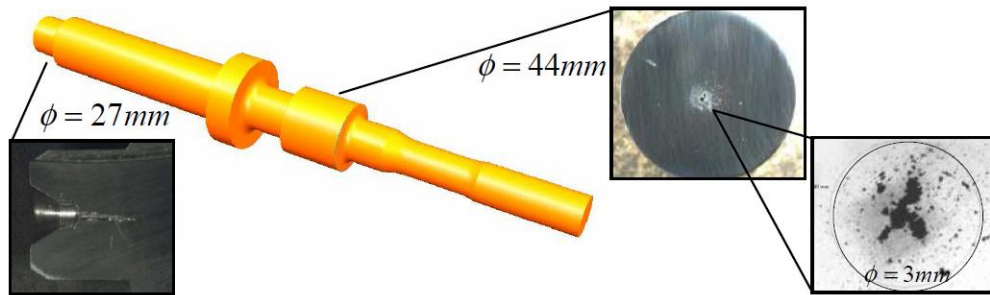


Figure 98 - Apparition de cavités au sein d'un arbre crée par effet Mannesmann [PGAC05]

La recherche des causes de ce type de défauts internes est le sujet de nombreuses publications depuis des décennies (voir Tableau 31). Les auteurs se sont intéressés aux champs de déformations, champs de contraintes et champs de vitesses pour baser leurs argumentations. Aujourd'hui la recherche d'un critère d'endommagement qui servirait à établir des prédictions reste une voie très explorée.

L'effet Mannesmann et ses causes possibles	Auteurs
Alternance cyclique en compression – traction, fatigue oligo-cyclique	Tselikov 1961, cité par Li et al. [LLST02] et Fu et Dean [FD93]
Effet de cisaillement de la section centrale par la compression entre deux coins rigides	Teterin et Liuzin, cité par Fu et Dean [FD93]
Etat plan de déformation, amplitude des contraintes dépendant du rapport entre surface de contact et section de la pièce. Compression rotationnel engendrant une distribution variable de dureté entre la peau et le cœur de barre. Variation dont la cause serait imputée à l'effet Bauschinger.	Jain and Kobayashi cités par Fu et Dean [FD93] Higashino et al. cités par Fu et Dean [FD93]
Présence de contraintes de torsion engendrées par les diamètres différents le long de l'axe de pièce ; vitesses tangentielles différentes créant des déformations angulaires et des contraintes de cisaillement entre section successives.	Guzavichus <i>et al.</i> cités par Fu et Dean [FD93]
Présence d'inclusions dans le matériau comme facteur aggravant	[RE93], [LLST02], [FD93]

Tableau 31 - Revue bibliographique des différentes causes présentées par leur auteur comme à l'origine de défaut de cavité par effet Mannesmann

L'étude rétrospective de Fu et Dean [FD93] livre un grand nombre d'explications avancées par de multiples études. En se basant sur ces hypothèses, compte tenu des observations menées dans le cadre de cette thèse, une synthèse peut être faite autour de deux points particulièrement identifiés :

1. L'alternance de contrainte de compression-traction en cœur de pièce :

La pièce se trouve compressée de part et d'autre par les coins qui la pénètrent ; les efforts sont portés par une direction, les surfaces libres situées perpendiculairement autorisent un déplacement de matière et la section est ainsi sollicitée en traction. La pièce étant en rotation, un quart de tour plus tard, les parties précédemment comprimées se trouvent tendues et réciproquement. Les résultats de simulations numériques permettent d'afficher des champs de contraintes en accord avec cette explication.

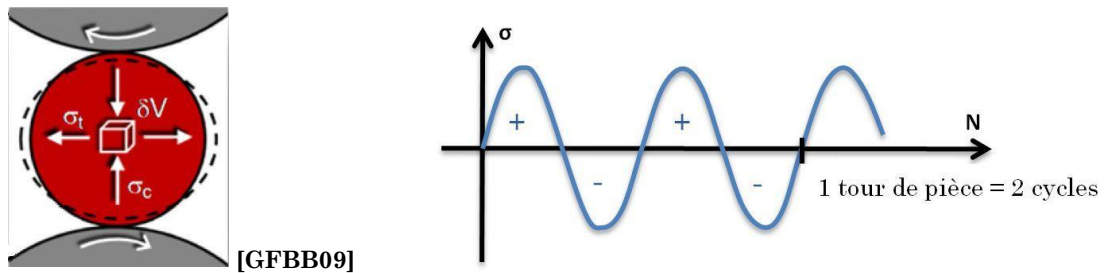


Figure 99 - Contraintes cycliques de compression-traction alternées

Par ailleurs, il est reconnu par nos interlocuteurs de l'IWU Chemnitz que l'orientation des efforts exercés par les coins de mise en forme ne doit pas être dirigée majoritairement vers le cœur de pièce sous peine de compresser trop fortement le matériau ; les efforts doivent être essentiellement dirigés longitudinalement car dans cette direction la matière est libre de se déformer. Cependant un risque d'apparition de striction existe pour des efforts importants.

2. L'importance de la structure métallurgique du matériau employé :

Un retour d'expérience réalisé en milieu industriel conclut à l'importance majeure de la sélection du lot de matière sur la présence de cavités au sein des pièces laminées. La propreté inclusionnaire de l'acier considéré est clairement pointée comme cause de la taille des défauts. Venant confirmer ce constat, la conclusion d'un article de Siegel et al. relatif à une étude du comportement des aciers en laminage transversal indique que la capacité à laminier un acier augmente avec l'accroissement de sa propreté en inclusions non métalliques [SOM72].

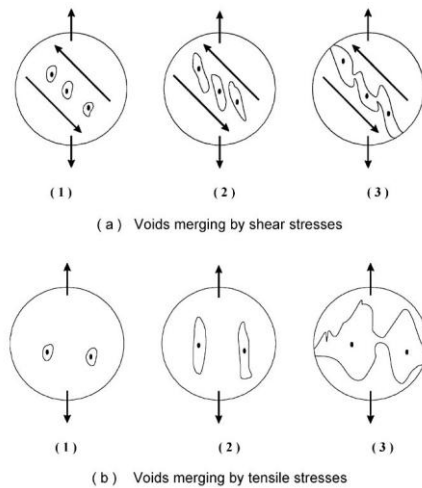


Figure 100 - Génération et croissance de cavités amorcées autour d'inclusions, [LLST02]

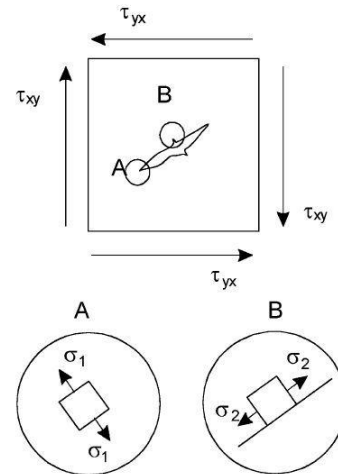
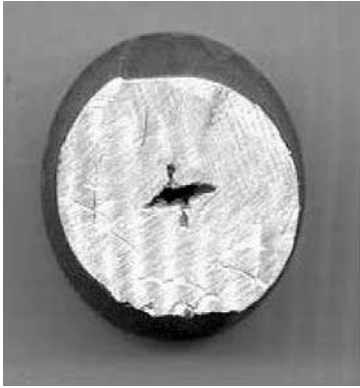
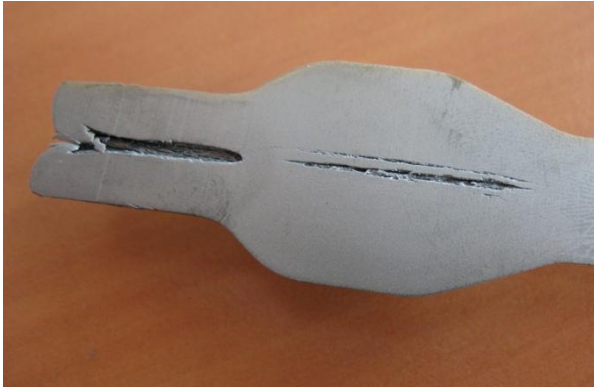


Figure 101 – Répartition de contraintes autour des points générant des cavités [LLST02]

L'étude comparative des champs de lignes de glissement menée pour une configuration de laminage entre deux rouleaux face à une autre configuration entre trois rouleaux montre selon Hayama, puis Johnson cités par Fu et Dean [FD93] que dans le cas à trois rouleaux, il existerait un noyau rigide en cœur de pièce, alors que dans le cas de deux rouleaux, il existe une discontinuité des vitesses en partie centrale. Des contraintes de traction de sens opposés agissent dans le cas d'un laminage entre deux rouleaux.

Un consensus semble se dessiner autour de l'idée que la taille d'une cavité augmente avec le nombre de tours effectué par la pièce [SOM72], repris par Danno et al. 1976 cité par Fu et Dean [FD93].

Par ailleurs, l'étude de Siegel et al. sur différentes nuances d'acier C15 présente des résultats d'essais de torsion qui se révèlent particulièrement appropriés pour déterminer l'aptitude au laminage de ces nuances ; ainsi, il ressort que : la détermination et le maintien en température de mise en forme doit être respecté pour chaque nouvelle nuance (lot, fournisseur, traitement...) ; qu'il est nécessaire de tenir les temps de chauffe et de maintien en température pour chaque lopin ; que les outillages doivent être conçus de manière à obtenir la course la plus courte possible et de manière à minimiser le nombre de tours de pièce ; la forme géométrique de la pièce à laminier influence la formation de fissures sous des conditions extrêmes (ovalisation). Le matériau tout comme la forme des coins (taux de déformation, sections des transitions, longueur d'outil) entrent directement en ligne de compte dans l'apparition de fissures internes.

Effet Mannesmann	
Causes possibles	<p>Voir Tableau 31</p> <p>Cause majeure hautement probable : traction-compression alternée dans le plan perpendiculaire à l’axe longitudinal de pièce, à laquelle se superpose une contrainte de tension longitudinale.</p> <p>Rôle significatif de la propreté inclusionnaire propre à une coulée ; Rôle des inclusions MnS se comportant comme des amorces de fissures.</p> <p>Usure prononcée des surfaces d’outillages</p>
Remèdes	<p>Minimiser le nombre de rotations de pièce [SOM72]</p> <p>Minimiser la compression radiale de pièce en augmentant l’entrefer, augmenter l’angle α pour réduire la part radiale de l’effort de mise en forme</p> <p>Utiliser une configuration de laminage à trois rouleaux, celle-ci permettant d’exercer une pression dans trois directions [DATA84], [PIE06].</p> <p>Surveillance de la propreté inclusionnaire des matériaux utilisés.</p>
Référence	[SOM72], [DATA84], [PIE06], [MANNSTRAMP08], [GFBB09], [LLST02], [LJBRX11]
Exemple	<div style="display: flex; justify-content: space-around;"> <div style="text-align: center;">  <p>Figure 102 - Cavités engendrées par effet Mannesmann ($\alpha=15^\circ$, $\beta=7^\circ$ et $\Delta A=38,2\%$, Aluminium 1100 H16) [LLST02]</p> </div> <div style="text-align: center;">  <p>Figure 103 - Cavités engendrées par effet Mannesmann sur préforme de bielle C70S6 [IWU/CETIM/THESE]</p> </div> </div>

3.3.2.6 Effet tulipe

En fin de course, les pièces fabriquées par laminage transversal sont généralement entraînées grâce à l’adhérence assurée sur les flancs inclinés, lesquels engendrent simultanément la mise en forme de pièce. La stratégie de réduction de l’engagement matière incite à réduire le volume de matière en bout de pièce qui est rebuté à l’issue de l’opération de laminage. Lorsque la réduction de diamètre atteint l’extrémité de pièce, la matière est alors repoussée à la manière d’une tulipe qui se referme (Figure 104).

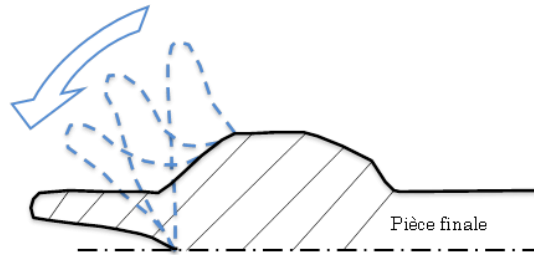


Figure 104 - Evolution du repoussage de matière en bout de pièce: effet tulipe

Ce défaut est quasiment inévitable, sauf dans le cas où l'entraînement de pièce se ferait sur d'autres portions, ce qui provoquerait ainsi des marques de surface résiduelles sur la pièce. Dans le cas de pièces brutes de laminage, les outillages sont couramment équipés de couteaux en phase finale, destinés à séparer les volumes inutiles de matière (voir Figure 105). Dans certains cas (préforme de bielle par exemple), la matière repoussée sert de prise de fer pour la manutention et le positionnement lors des opérations de forgeage ultérieures.

Par ailleurs, la création d'un cône en bout de pièce a tendance à propager la formation d'une cavité vers le cœur de pièce encouragé par les rotations successives de pièce. Le repoussage des couches externes tendrait à créer localement des contraintes de traction en peau de pièce et de compression en cœur de pièce, tendant à accroître la profondeur de pénétration du défaut.

Shchukin et al. ont considéré cette question, en recherchant à minimiser le volume de matière rebutée en rapport avec les paramètres telles que le diamètre de pièce, la longueur de la zone déformée, et la profondeur de pénétration du défaut sur l'axe de pièce. Il ressort de leur étude que taille de la zone déformée dépendrait du comportement du matériau puisque la longueur repoussée est différente d'un matériau à l'autre. Pour les matériaux fortement écrouissables, tel que l'aluminium, la profondeur de propagation du défaut est supérieure à celle constatée pour des matériaux à faible écrouissage. Ces auteurs proposent notamment de réduire ce type de défaut en introduisant un refroidissement contrôlé en bout de pièce pour augmenter la résistance à la déformation [SHKO08 163].

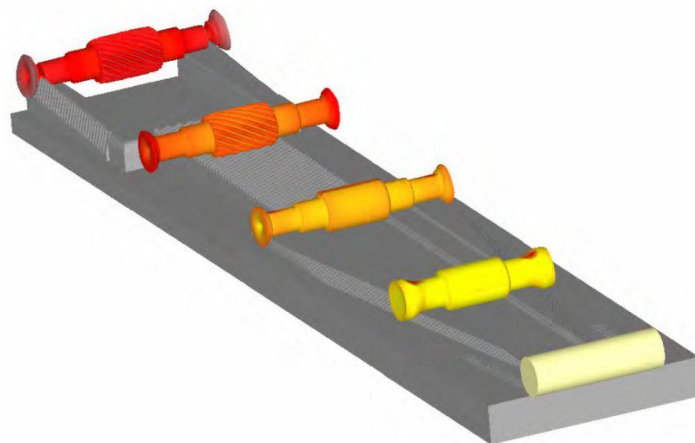


Figure 105 - Détail d'un outillage équipé de couteaux pour la découpe des extrémités de pièces [PAT09]

Effet Tulipe	
Causes possibles	Application d'une réduction de diamètre trop proche de l'extrémité du lopin
Remèdes	Eloignement de la réduction de diamètre de l'extrémité de pièce ou augmentation de la longueur initiale du lopin. NB : Défaut courant en bout de pièce, inévitable dans une stratégie de faible engagement matière
Référence	[SHKO08 163]
Exemple	<p style="text-align: center;">(a) acier C70S6 [IWU/CETIM/THESE], (b) acier C17 [ENSAM/THESE]</p>

3.4 La mise au point d'outillage

L'état des connaissances actuelles concernant les règles « métiers » qui sont généralement employées pour concevoir un outillage n'est pas suffisamment avancé pour permettre une mise en production des matrices directement après leur fabrication. Le choix des géométries et la définition des zones d'entraînement ne sont pas assez aboutis actuellement pour atteindre systématiquement un haut niveau de qualité de pièce. Le facteur « complexité de pièce » ainsi que le facteur « degré d'exigences sur le niveau de qualité » de la pièce, conditionnent par conséquent l'ampleur des tâches de mise au point qui seront à développer en vue de trouver un optimum pour tous les paramètres. Selon les caractéristiques de pièce, la fenêtre de réglage sera plus ou moins étendue. La présence de défauts sur les pièces laminées nécessite la mise en place d'actions correctives dont l'ampleur et la priorité est en rapport avec les exigences spécifiques du produit.

3.4.1 Réglages et marges de manœuvres

Les paramètres susceptibles d'intervenir dans le réglage de la fenêtre de fonctionnement peuvent être classés selon différentes typologies qui permettent de distinguer à quel stade du processus de fabrication de pièce une intervention est possible. L'analyse de ce processus étant détaillée dans le quatrième chapitre, seuls sont mis en évidence ici les paramètres modifiables en cours de production (Tableau 32).

Paramètres	Modifiables en production	Objectif, conséquence
Configuration de laminage (plaques, rouleaux...) et encombrement d'outillage	NON	La qualité du contact est reconnue plus stable sur outillage à plaques que sur outillage à rouleaux
Matériau et dureté des matrices	NON	Possibilité d'usure prématurée
Géométrie des coins sur les matrices : hauteurs, rayons...	OUI mais plus délicat	Modification de la caractéristique section du coin de mise en forme en fonction de la course ; nécessite des retouches manuelles ou reprises d'usinage sur surfaces déjà traitées (*)
Géométrie des coins sur les matrices : angles	DIFFICILE et risqué	Par retouches manuelles légères ; ou reprises d'usinage sur matrices traitées ce qui interrompt la production série(*)
Etat de surface des matrices : stries, rainures, dépôts, bandes roulement...	OUI mais grande sensibilité à l'opérateur	Grande sensibilité du résultat liée à l'opérateur Amélioration de la stabilité
Présence/absence de dispositif(s) de guidage et Hauteur de règle de guidage inférieure/supérieure	OUI mais calage délicat à maintenir au cours du temps	Améliore la stabilité de pièce ; parfois inévitable dans le cas de rouleaux pour forcer la stabilité face aux variations d'adhérence
Position axiale de départ du lopin (butée)	OUI	Assurer la répartition de matière équilibrée
Dimensions du lopin	OUI	Diminuer les rebuts ou améliorer la qualité en bout de pièce
Matériau du lopin (nuance, température, qualités métallurgiques)	OUI	Influence identifiée sur les défauts internes, efforts de mise en forme, striction
Position angulaire ou calage relatif initial des matrices	OUI	Minimiser les déformations en fléchissement
Entrefer entre rouleaux	OUI	Augmenter ou diminuer les surfaces de contact
Parallélisme des rouleaux	OUI	Corriger les défauts d'outillage
Démontage possible de segments d'outillage (si outillage segmenté)	OUI	Permet d'observer des états intermédiaires au cours du cycle de la mise en forme
Vitesse de déplacement d'outillage	OUI sur laminoirs récents	Minimiser l'apparition de striction sur certains matériaux par la diminution de la vitesse de déformation

(*) seul l'enlèvement de matière est possible

Tableau 32 – Les différents paramètres et leur modification possible en cours de production

3.4.2 Exemple des matrices de préformes de Bielle 9023

L'étude d'un outillage de préformes de bielles par l'IWU Chemnitz a été effectuée sur commande du CETIM.

La géométrie de préforme est définie selon le plan d'exécution disponible en Annexes 9. Le plan des matrices avec la description des segments s'y trouve également.

Pour des raisons de concision, ce paragraphe ne présente que les principaux résultats, observations, apprentissages et conclusions.

3.4.2.1 Détail des matrices

La Figure 23 au chapitre 2 présente une décomposition en coin élémentaire de l'outillage considéré ici. Bien que circulaires, les matrices sont tout d'abord conçues en version planes (Figure 107). Elles sont ensuite usinées dans la masse en plusieurs segments correspondant chacun à des secteurs angulaires de 35° ou 45°. Le matériau des matrices est le 55NiCrMoV7, elles sont traitées à une dureté de 50HRC +/-2. Les dimensions sont cotées en accord avec la norme DIN 2768 – mH.

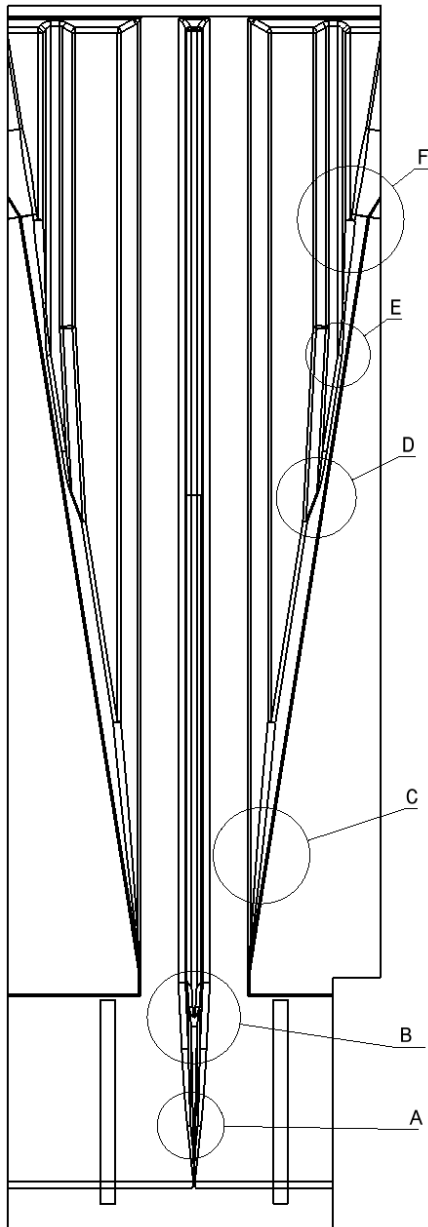


Figure 107 - Vue de dessus de la version plane [IWU Chemnitz]

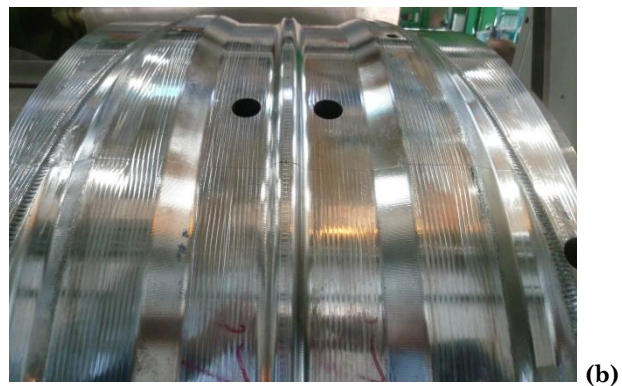
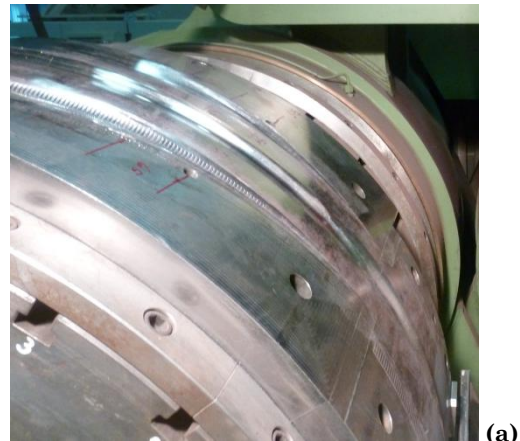


Figure 108 - Vue des segments de matrices circulaires [IWU Chemnitz]

L'analyse des paramètres géométriques a été menée sur les CAO fournies par l'IWU Chemnitz et les principaux angles sont détaillés dans le Tableau 33.

Détail	A	B	C	D	E	F
α [°]	21,8	54,2	30	30	30	30
β [°]	6,2	2,8	9	3 et 20,5	5,3	6,5
γ [°]	3°	0	1,9	---	---	1,9
Rs [mm]	4	8 et 12	9	12	12	12

Tableau 33 - Grandeurs géométriques associées aux détails visibles sur la Figure 98

3.4.2.2 Etapes de mise au point

Entre l'état de réception sorti d'usinage et le dernier état validé en fin de mise au point, l'outillage a été soumis à de nombreuses modifications. Ce n'est pas l'objet de les reporter toutes ici, mais seulement d'analyser les paramètres modifiés et leur impact sur le niveau de qualité des pièces. Il est nécessaire de signaler que les paragraphes consacrés à l'étude des défauts de pièces s'inspirent en grande partie des observations faites autour de la mise au point de l'outillage de préformes de bielles. Le rapport d'essais [KRU09] émis par le CETIM précise toutes les étapes de mise au point dans le détail.

Les paramètres suivants ont fait l'objet d'un ajustement en cours de mise au point:

- Position des matrices ;
- Présence/absence de segments d'outillage permettant de stopper la mise en forme et d'observer des étapes intermédiaires (outillage modulaire) ;
- Entraxe entre rouleaux ;
- Parallélisme des rouleaux ;
- Hauteur de la règle de guidage inférieure ;
- Présence/absence et position de la règle de guidage supérieure ;
- Position axiale de départ du lopin (butée) ;
- Dimensions du lopin (principalement la longueur) ;
- Géométrie des matrices (angles, hauteurs, rayons...) ;
- Etat de surface des matrices (stries, rainures, dépôts, bandes roulement...).

3.4.2.3 Principales observations

A l'issue de la première séance d'essais de mise au point, une synthèse des observations réalisées a été faite (Juin 2009) :

- Grande diversité des défauts rencontrés et diversités des solutions mises en place;
- Importance majeure du rôle du frottement: absence/présence et acuité des stries

- finesse requise pour le réglage correct des paramètres géométriques tels que hauteur de pénétration ;
- une valeur trop faible de rayon d'arête peut engendrer la striction des pièces;
- le paramètre matériau est majeur, il doit être considéré comme variable significative (éléments d'alliages, contraintes d'écoulement);
- l'endommagement par effet Mannesmann peut être créé par la présence d'un volume de matière trop important (bourrage);
- le rôle de l'entrefer (distance inter-matrices) et du parallélisme des rouleaux reste à préciser;
- La présence de règle de guidage est quasi inévitable;

Suite à la seconde séance de mise au point (janvier 2011) :

- Environ 15 pièces sont laminées avant de retrouver un réglage correct;
- Les préformes présentent néanmoins quelques défauts:
 - de légers défauts d'incurvations (flexion) ;
 - des écarts de tolérance sur les diamètres attendus : 32mm en bout de pièce au lieu de 30mm;
- Le laminage de lopin en 25CrMo4 et du 38MnSiV5 présente des comportements différents ; des défauts de section dans la zone pied de bielle sont observés. Des cavités sont observées;
- La confirmation de l'effet «matériau»: pour un matériau donné, une géométrie d'outillage donnée; Dans le cas de l'alliage base Cu-Al, le paramètre matériau obligerait à revoir les états de surface d'outillage. Les règles de guidage ainsi que les surfaces de matrices présentent des dépôts résiduels du matériau laminé.
- Il est nécessaire d'orienter l'effort résultant outil/pièce dans la direction de l'axe longitudinal de pièce, ou au moins de s'éloigner de la compression radiale en maximisant la composante transversal de l'effort (bourrage);

Globalement la fenêtre de fonctionnement engendrée par la variation des paramètres du procédé est plutôt restreinte ; le point de fonctionnement optimal est donc délicat à mettre au point mais, une fois les paramètres optimums définis, le niveau de qualité des pièces obtenues est répétable. La question de la reproductibilité est cependant posée dans la mesure où le réglage optimal entre deux montages et démontages d'outillages ne semble pas direct. D'une manière générale il n'est pas souhaitable de faire varier trop fortement les réglages sur la machine car les variations auront un impact important sur la qualité de pièce.

Le rapport des diamètres pièce/rouleaux a une influence dans la stabilité de pièce au cours du laminage. En effet, la surface de contact et donc d'entraînement joue un rôle important ; dans le cas de gros rouleaux et de petits lopins, le rapport des diamètres étant élevé, la stabilité des lopins est importante. Pour le même outillage laminant des lopins de diamètre plus gros, la stabilité autour de l'axe de rotation est moindre. Cette explication est cohérente avec le retour d'expérience

couramment rapporté qui consiste à présenter la configuration de laminoir à plaque (rouleau de diamètre infini) comme la plus stable des configurations.

Concernant la température des outillages : lorsqu'on produit des arbres primaires, les diamètres sont importants, les largeurs d'épaulement peuvent être faibles et l'échauffement de l'outillage est plus important (environ 150°C en régime établi). Lors de la fabrication de préformes qui ont des formes plus progressives, la dissipation thermique dans les matrices est plus grande, la température d'outillage est généralement plus faible (plutôt jusqu'à 100°C maximum).

3.4.2.4 Etude des déformations angulaires

Un lopin rainuré puis rechargé par un cordon de soudure est laminé afin d'observer les déformations angulaires sur une pièce. Le laminé présente une symétrie des déformations jusqu'au pied de bielle, démontrant une bonne qualité de symétrie des outils sur les premiers segments. En revanche, un écart supérieur à 50° est observé pour la zone du pied de bielle. Cette zone a été largement retravaillée tant sur le plan des textures de surfaces que sur le plan des rayons d'arêtes et des hauteurs locales de coins.

Comme cela est présenté plus en détail au chapitre 4, il est important que chaque section de la pièce soit entraînée à la même vitesse pour minimiser l'effet de torsion au sein de la pièce. Le travail fin sur les surfaces entraînant permet de remédier aux variations de vitesses tangentielles ; cependant face à l'usure des surfaces de matrices, le maintien dans le temps des propriétés entraînant de surface est incertain.

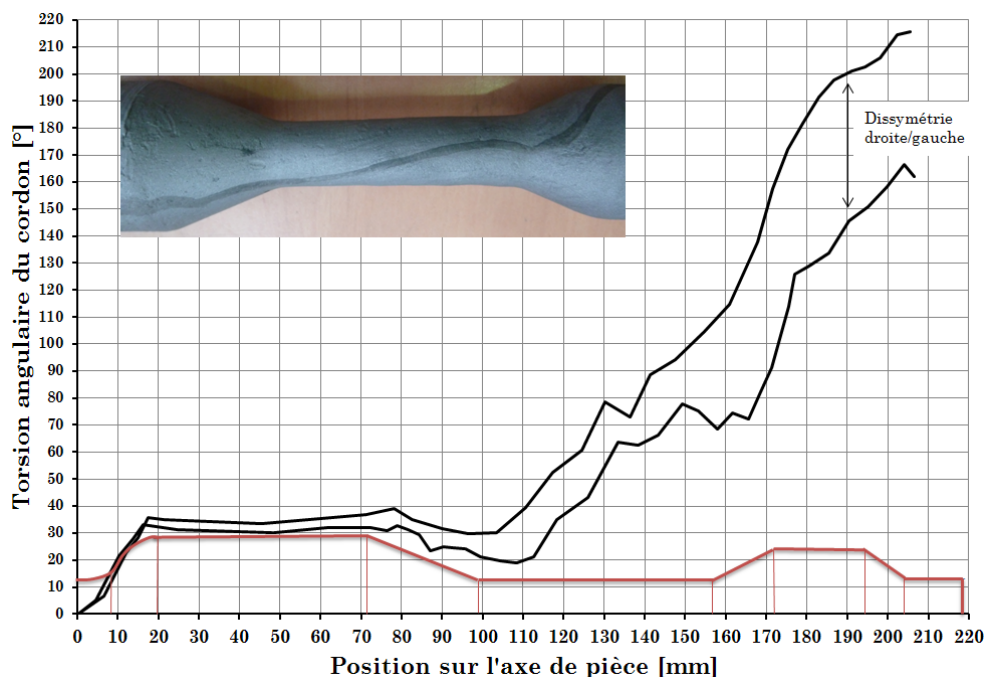


Figure 109 - Déformation angulaire comparée entre les parties droite et gauche d'une préforme de bielle 9023 [THESE / IWUChemnitz]

3.4.2.5 Conclusions sur la mise au point d'outillage

L'étape de mise au point d'outillage est incontournable car elle permet d'ajuster les géométries aux spécificités rhéologiques et tribologiques du matériau de lopin.

Les influences multiples de certains réglages indiquent que le domaine des solutions n'est pas bijectif avec celui des défauts observés. La « fenêtre de fonctionnement » est restreinte ; rien n'indique à priori qu'une correction est plus appropriée qu'une autre ni même qu'il existe une solution avant d'avoir cherché à l'atteindre.

Malgré une mise au point considérée comme terminée pour cet outillage, il ne peut pas être considéré comme recevable pour une production de série. En effet, les marges de manœuvre à court terme sont épuisées, la nécessité de reprendre certaines surfaces par usinage est une opération lourde qui montre une faiblesse du procédé. Il existe effectivement un point de non-retour dans l'enlèvement de matière au-delà duquel les modifications à propager aux autres parties des coins sont trop conséquentes pour être mises en place manuellement en phase d'ajustement. La difficulté d'améliorer localement une forme de coin par rechargement n'entre pas dans le cadre des moyens disponibles pour cette étude.

L'importance des zones de frottement s'est révélée capitale. La texture de surface est une donnée qui n'est pas définie sur les plans d'outillage. Elle nécessite d'être précisée car elle doit être implantée de manière régulière, constante et symétrique. Il est de ce fait préférable de réaliser cette texture par un moyen de fabrication dont la qualité d'exécution est constante.

Le rôle du comportement du matériau est identifié qualitativement dans le résultat final. Les différences de forme et de géométrie observées entre les nuances testées, nous indiquent que le paramètre matériau est important et doit être pris en compte comme variable. Cet aspect n'avait jusqu'ici pas été mis en lumière aussi clairement.

La variation de quelques millimètres sur la valeur d'un rayon d'arête cause des efforts très différents au sein des pièces (voir notamment Figure 27) et peut engendrer un endommagement sévère par striction.

Par ailleurs, la création de cavités peut être créée par la présence d'un volume de matière trop important. Ce « bourrage » a plusieurs causes combinées : une compression radiale trop sévère entre les surfaces de roulement, des contraintes longitudinales trop élevées s'opposant à l'écoulement transverse de la matière et des géométries de coin augmentant trop brusquement par rapport aux capacités d'écoulement du matériau de lopin.

Une expertise fine du procédé est requise pour le réglage des paramètres opératoires. C'est ce qui explique selon nos interlocuteurs le succès modéré de cette technologie bien qu'elle offre des possibilités plutôt intéressantes en terme de gain de matière en particulier.

3.5 Préforme haltère Chemnitz

Une campagne d'essais réalisée sur un outillage à plaques a permis de mettre en évidence des résultats qualitatifs sur l'amplitude de l'effort de laminage avec la variabilité de paramètres connus. La machine RBQ 100/1600 mise à disposition par l'IWU de Chemnitz est équipée de plaques de longueurs 1600mm sur lesquelles sont montés des coins de mise en forme à simple réduction de diamètre. La géométrie du coin élémentaire correspond à celle utilisée par l'IWU Chemnitz dans les essais présentés sur la figure 60 issue de [NKG01], à savoir $\alpha = 30^\circ$, $\beta = 9^\circ$, $R_s = 20mm$.

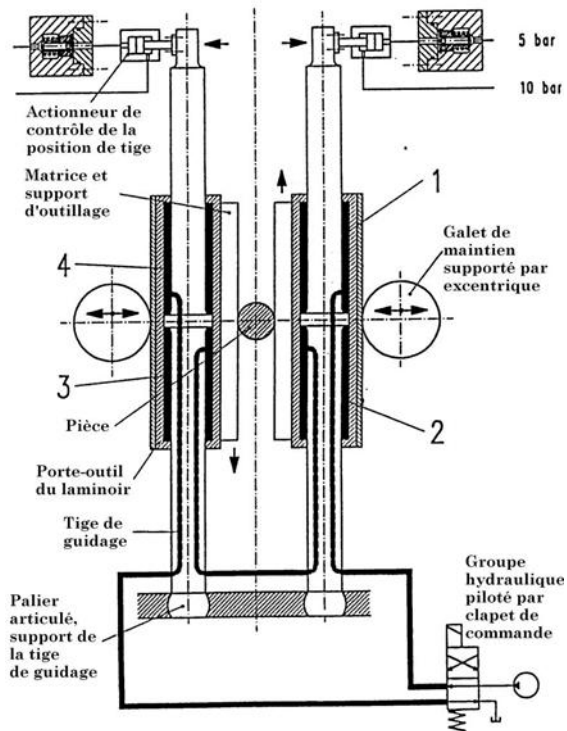


Figure 110 - Schéma de principe de l'entraînement hydraulique de la machine RBQ 100/1600 (BÊCHÉ)

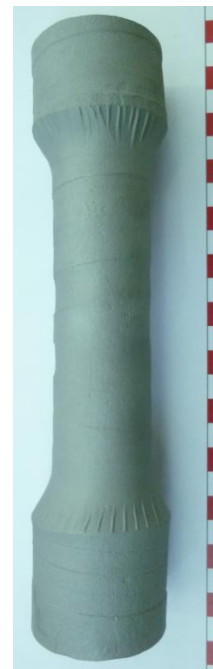


Figure 111 - Vue de la préforme haltère laminée à un taux de réduction de 35%, diamètre initial 50mm [THESE/IWU]

Sur cette machine, le mouvement d'entraînement en translation des plaques est assuré par une transmission d'énergie hydraulique. Chaque plaque est solidaire d'un vérin dont le corps est mobile et peut se déplacer le long de la tige qui est fixe par rapport au bâti de machine. La tige de vérin, implantée verticalement, est articulée en partie basse autour d'une rotule et peut être inclinée grâce à l'action d'un vérin horizontal agissant sur l'extrémité de cette tige, en partie haute (voir Figure 110). Cette fonctionnalité permet de contrôler l'inclinaison des plaques et de faire éventuellement varier l'entrefer en cours de laminage. Pour supporter l'effort radial tendant à provoquer l'écartement des plaques, deux galets de maintien roulent sur la face arrière des plaques et contribuent à minimiser la déformation en flexion des plaques.

Les lopins cylindriques utilisés pour ces essais ont un diamètre de 50mm et une longueur de 150mm. Les configurations expérimentales relatives à chaque essai sont décrites dans le Tableau 34.

Nr	Matériau Lopin	Temp. [°C]	ϵ [%]	Vit. [mm/s]	But recherché (Paramètre variable) Observation / Résultats
Teil1	C70S6	1190	60	400	Réglage Machine, Taux déformation 60%, Rupture Pièce
Teil2	C70S6	1190	60	300	Réglage Machine, Diminution vitesse, Taux déformation 60%, Rupture Pièce
Teil3	C70S6	1190	60	300	Réglage Machine, Taux déformation 60%, Course interrompue en cours de laminage pour conserver l'intégrité de pièce
Teil4	C70S6	1190	50	300	Réglage Machine, Taux déformation 50%, Pièce "bonne"
Teil5	C70S6	1190	50	600	Réglage Machine, Taux déformation 50%, Rupture Pièce par striction
Teil6	C70S6	1190	50	400	Réglage Machine, Taux déformation 50%, Rupture Pièce par striction
FB61	38MnSiV5	1190	50	300	Influence Matériau
FB62	38MnSiV5	1190	50	300	Influence Matériau
FB51	C70S6	1190	50	300	Influence Matériau
FB52	C70S6	1190	50	300	Influence Matériau, vidéo
FB12	C70S6	1020	50	300	Influence Température, Rupture Pièce par striction
FB21	38MnSiV5	1020	50	300	Influence Température, Rupture Pièce par striction, Matériau jugé trop "froid"
FB11	C70S6	1020	50	300	Influence Température, Course interrompue en cours de laminage pour conserver l'intégrité de pièce
FB22	38MnSiV5	1020	50	300	Influence Température, Course interrompue en cours de laminage pour conserver l'intégrité de pièce; matériau différent, plus de traction observée
FB41	38MnSiV5	1111	50	300	Influence Température, rupture
FB32	C70S6	1111	50	300	Influence Température, Course interrompue en cours de laminage pour conserver l'intégrité de pièce
FB31	C70S6	1111	50	300	Influence Température, Course interrompue en cours de laminage pour conserver l'intégrité de pièce
FB42	38MnSiV5	1111	50	300	Influence Température, Course interrompue en cours de laminage pour conserver l'intégrité de pièce
FB71	C70S6	1180	35	300	Influence du taux de déformation, Influence de la Vitesse de déformation, Pièce "bonne"
FB72	C70S6	1180	35	300	Influence du taux de déformation, Influence de la Vitesse de déformation, Pièce "bonne"
FB81	C70S6	1180	35	500	Influence du taux de déformation, Influence de la Vitesse de déformation, Pièce "bonne"
FB82	C70S6	1180	35	500	Influence du taux de déformation, Influence de la Vitesse de déformation, Pièce "bonne"
FB91	C70S6	1180	35	800	Influence du taux de déformation, Influence de la Vitesse de déformation, Pièce "bonne"
FB92	C70S6	1180	35	800	Influence du taux de déformation, Influence de la Vitesse de déformation, Pièce "bonne"

Tableau 34 - Configuration d'essais sur laminoir RBQ 100/1600

3.5.1 Influence des réglages sur l'amplitude de l'effort de laminage

Le circuit hydraulique de puissance est équipé d'un manomètre permettant l'acquisition du signal de la pression hydraulique de travail en sortie du clapet de commande. Cette pression hydraulique est l'image, aux pertes près, de l'effort résultant délivré par la machine pour mettre en forme la pièce laminée. En effet, la puissance délivrée sous forme d'énergie hydraulique est utilisée pour

l'entraînement des plaques porte-outils qui transmet un effort tangentiel à la pièce par adhérence sur la zone de contact. Le mouvement de rotation de la pièce en découle, la puissance introduite est consommée pour la déformation plastique ainsi que pour les pertes par dissipation et par frottement. Le bilan énergétique de ce type de laminage, tenant compte des variantes de circuits hydrauliques pour estimer les pertes est analysé dans l'article de Neugebauer et al. [NKR98].

Faisant l'hypothèse que les pertes citées précédemment sont proportionnelles à l'intensité des efforts outil/pièce, le signal de pression est considéré comme proportionnel à ces efforts. Toute chose étant égale par ailleurs, des conclusions qualitatives sont déduites sur l'influence des paramètres suivants :

- Nuance du matériau ;
- Taux de réduction de diamètre ϵ_d ;
- Vitesse de déformation ;
- Température du lopin.

3.5.2 Influence du matériau

Le comportement à chaud des nuances d'aciers C70S6 et 38MnSiV5 présente des différences (Figure 112) bien que ces deux matériaux aient des propriétés mécaniques à froid très proches l'un de l'autre [WEG98]. La question du comportement de ces matériaux en laminage transversal est reprise au chapitre 4.

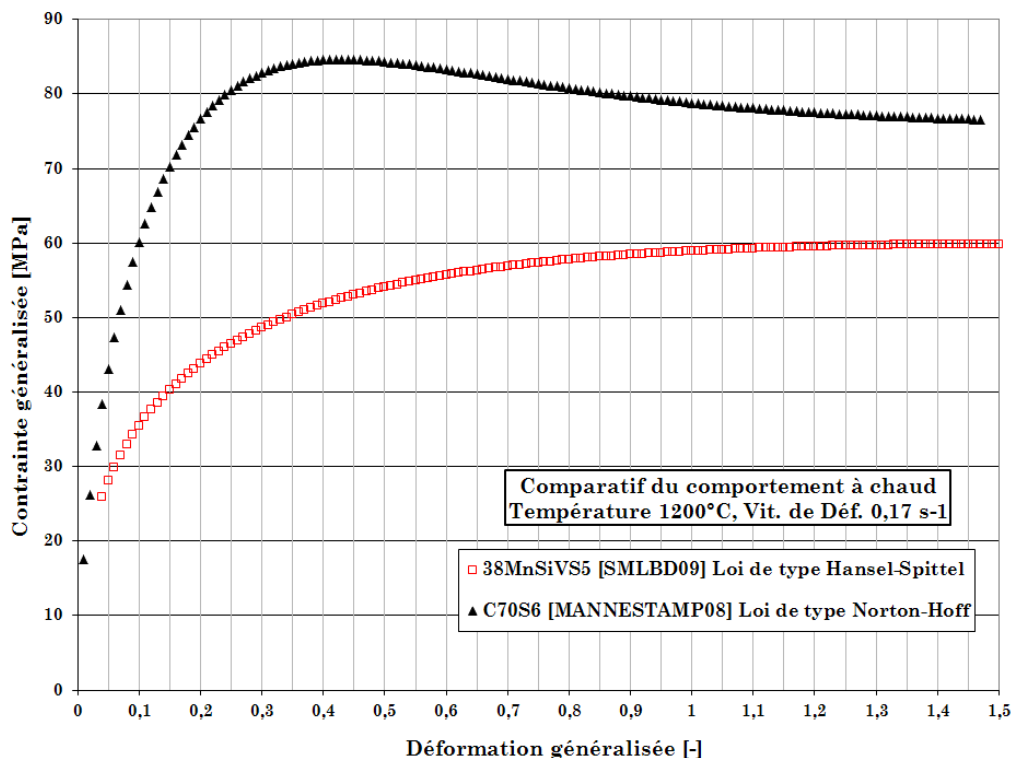


Figure 112 – Comparaison des caractéristiques rhéologiques contraintes/déformations issues de [SMLBD09-144] et [MANNESTRAMP08] pour les aciers C70S6 et 38MnSiV5

Pour des conditions expérimentales équivalentes (température, vitesse de déformation, taux de réduction), l'effort maximum représenté par la pression hydraulique absorbée à une amplitude supérieure pour l'acier 38MnSiV5 comme cela est visible sur la Figure 113. Cet écart n'est pas en accord avec celui qui est attendu à la lecture du diagramme de la Figure 112. La variabilité des comportements matériau pour une même nuance est probablement à mettre en cause. Les effets tribologiques des couples de matériau pièce/outil sont a priori négligeables d'un acier à l'autre. Ces observations méritent d'être confortées.

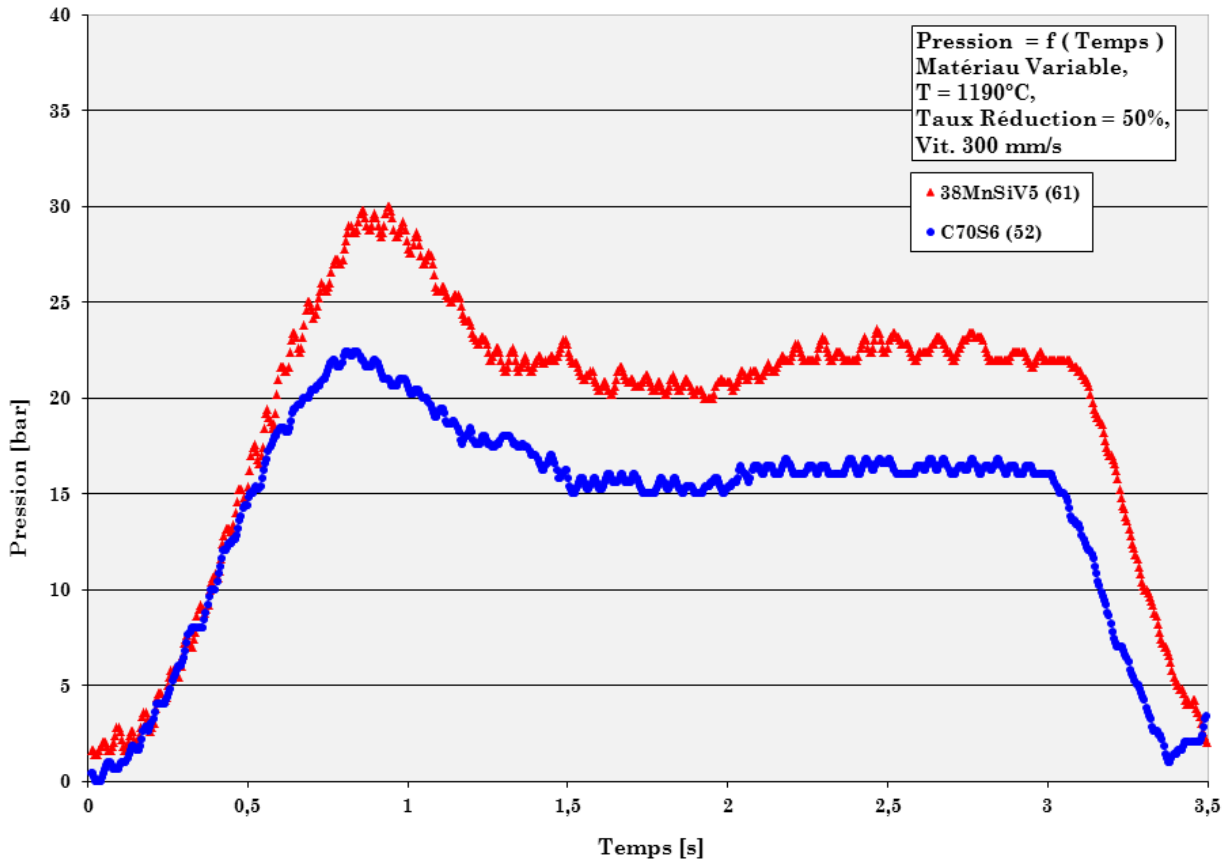


Figure 113 – Influence du paramètre « comportement matériau », évolution de la pression hydraulique au cours du laminage de lopins en C70S6 et 38MnSiV5 [IWU/THESE]

3.5.3 Influence du taux de réduction de diamètre

La variation du taux de réduction de diamètre est possible par la suppression de cales d'épaisseur présentes sous le coin. La modification à la baisse de la hauteur de coin atteinte en fin de pénétration engendre un diamètre final supérieur après laminage. La diminution du taux de réduction de 50% vers 35% engendre une hausse de la caractéristique de pression. La section de la pièce haltère qui a subi une réduction de diamètre est supérieure ; l'effort longitudinal de cohésion s'opposant à la déformation plastique d'élongation est supérieur. Par ailleurs, modifier le taux de réduction revient à baisser globalement la hauteur du coin et par conséquent pour une hauteur de pénétration donnée, celle-ci sera atteinte plus tardivement pour un taux de réduction plus faible. Le décalage vers le bas du coin revient également à déphaser légèrement l'opération de pénétration du coin.

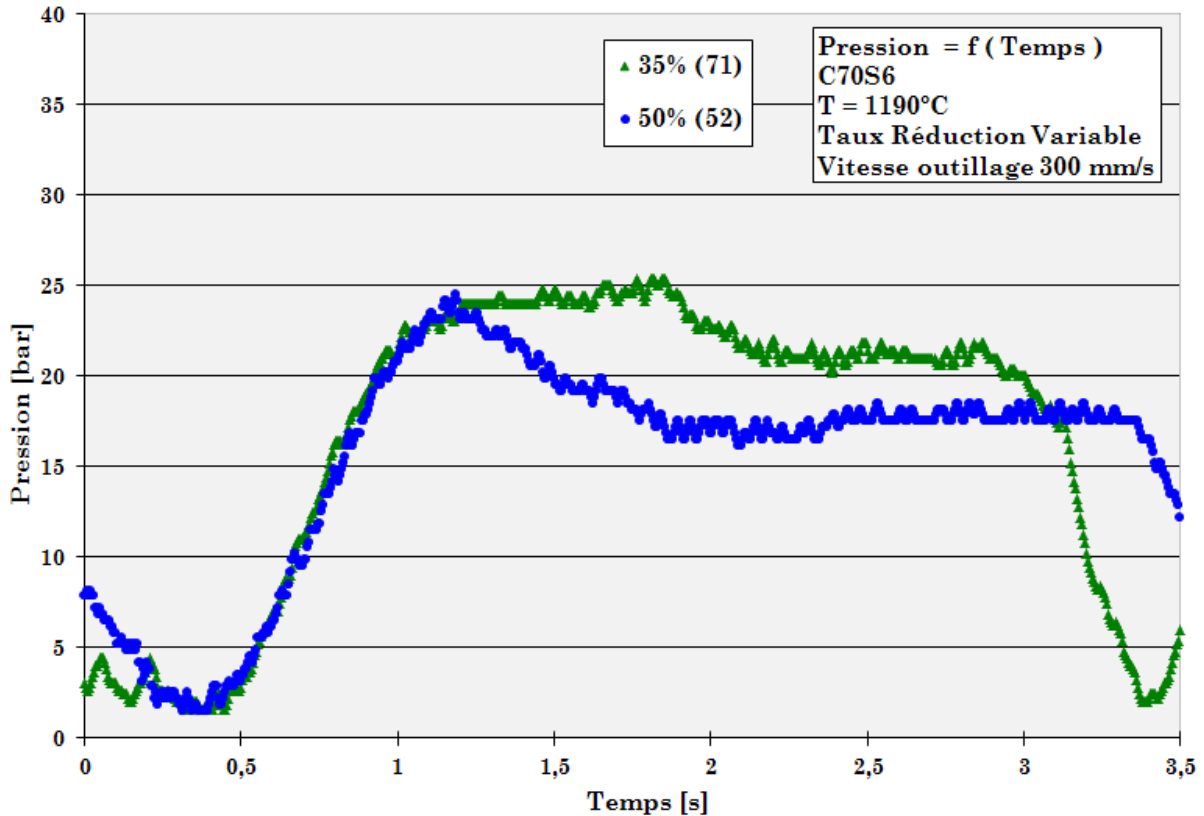


Figure 114 - Evolution de la pression hydraulique pour deux taux de réduction 35% et 50% [IWU/THESE]

3.5.4 Influence de la vitesse de déformation

Sur le laminoir à plaque, la vitesse de déplacement des outillages peut être réglée. Sa modification à la hausse entraîne la striction puis la rupture en section centrale des lopins. Lors d'une augmentation de la vitesse tangentielle de matrice, la transmission par adhérence sur sa surface induit une vitesse de déformation proportionnellement amplifiée au sein de la pièce. La contrainte d'écoulement est d'autant plus importante que la vitesse de déformation augmente. L'augmentation du palier de pression hydraulique maximum observé sur la Figure 115 est en accord avec l'augmentation de l'effort nécessaire pour déformer la matière. En revanche, l'augmentation de la vitesse de déformation est probablement la cause d'un échauffement interne important dont la dissipation est d'autant plus réduite que le phénomène est rapide (quasi-adiabatique). Cet échauffement est la cause d'une baisse de la contrainte d'écoulement. Ces deux effets sont antagonistes et étant donné que la striction apparaît sur les pièces sollicitées à grande vitesse (voir Figure 92(a)), il faut probablement attribuer une importance supérieure aux effets liés à l'échauffement interne.

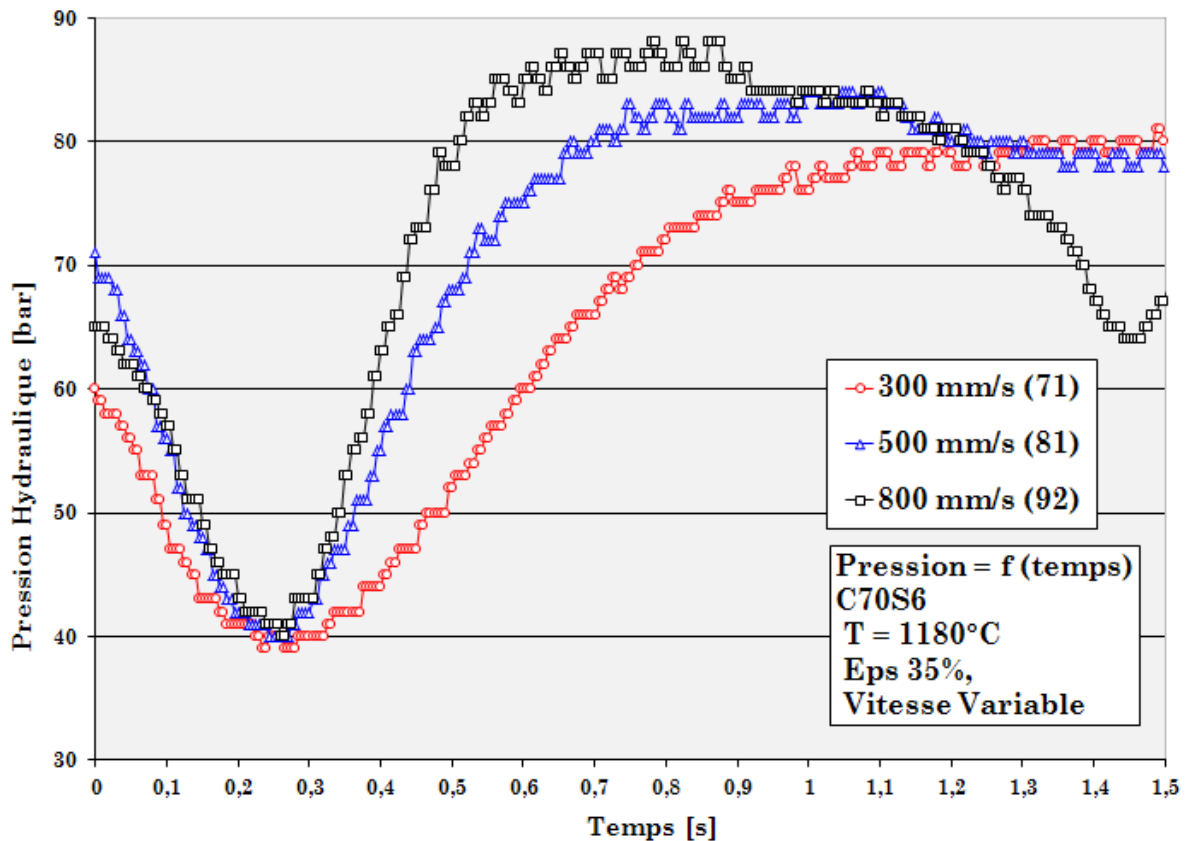


Figure 115 - Influence de la vitesse d'outillage sur l'amplitude de la pression hydraulique [IWU/THESE]

3.5.5 Influence de la température lopin

Trois températures ont été testées sur les pièces haltères, à savoir environ 1020, 1111 et 1190°C. La rupture par striction des pièces a été observée quasiment à chaque essai pour les deux échelons de température les plus bas. Le moyen adopté pour stopper la rupture des pièces a consisté à interrompre la course des matrices avant la réalisation complète de l'opération de laminage.

La température de travail est une question qui a déjà été abordée au paragraphe 3.3.2.4. La nécessité de respecter strictement cette température est confirmée par ces nouveaux essais. Trois essais (FB11, FB31 et FB61) pour l'acier C70S6 issus du programme expérimental cité dans le Tableau 34 permettent d'établir un comparatif de l'écart mesuré entre pression minimale et maximale en fonction de la température de lopin. Le constat est le suivant : la pression hydraulique enregistrée pour opérer le laminage est d'autant plus élevée que la température de lopin est faible en début de laminage. La contrainte régnant dans la section réduite de pièce est estimée pour proposer une explication à ce constat expérimental. Pour ceci le Tableau 35 présente le bilan de grandeurs mesurées et calculées sur lesquelles s'appuie l'explication proposée.

Essai	Température mesurée [°C]	ΔP_H mesuré [bar] (*)	Effort de laminage équivalent estimé par le calcul [kN] (**)	Contrainte calculée dans la section réduite de diamètre 25mm [MPa] (***)	Contrainte d'écoulement maximale calculée d'après la loi [MANNESTRAMP08] Pour $\dot{\epsilon} = 1,5 \text{ s}^{-1}$ [MPa] (****)
FB11	1020	81	203	415	285,7
FB31	1111	37	93	190	175,8
FB61	1190	11	27,5	56	122,9

Tableau 35 - Données expérimentales et résultats de calculs pour les essais de variation de température des lopins [THESE]

(*) L'écart ΔP_H est obtenu tout d'abord par soustraction du niveau de pression lors d'un fonctionnement « à vide » pour retirer les efforts consommés pour l'entraînement des plateaux support d'outillage de la machine et ensuite par le calcul de la différence entre la valeur maximale et minimale du signal de pression hydraulique. Cet écart est le reflet des efforts axiaux, radiaux et tangentiels de mise en forme.

(**) L'équivalence de l'effort s'exerçant sur le vérin est calculée en prenant en compte la surface de piston de l'ordre de 25100mm² sur laquelle s'exerce la pression hydraulique.

(***) En faisant l'hypothèse que tout l'effort généré pour le déplacement des plaques via les vérins hydrauliques est transmis à la pièce par les matrices dans la section réduite de la pièce lors du laminage, ce qui correspond au cas défavorable de pertes nulles, la contrainte dans cette section est alors estimée.

(****) Enfin elle est comparée à la contrainte d'écoulement maximale calculée d'après la loi de comportement Norton-Hoff du matériau C70S6 pour une vitesse de déformation de l'ordre de 1,5 s⁻¹ présentée dans le Tableau 46 issu de [MANNESTRAMP08].

Plus la température de l'acier est faible, plus la contrainte d'écoulement du matériau est élevée. Par conséquent, pour les essais FB11 et FB31 l'effort axial outil/pièce nécessaire sur les surfaces de contact pour effectuer la mise en forme par élongation à 1000 ou 1100°C est plus élevé qu'à 1200°C. Cette situation entraîne une sollicitation de traction dans la section réduite et nécessite un effort de cohésion plus important. Dans ce cas la contrainte présente dans la section centrale dépasse la limite acceptée par le matériau, ce qui conduit à la striction puis à la rupture. Dans le Tableau 35, la contrainte supposée présente dans la section réduite de pièce est supérieure à la contrainte maximale admissible pour

ce matériau pour les essais FB11 et FB31. Ceci tend à corroborer l'hypothèse d'un manque de capacité du matériau à supporter une contrainte de traction.

Cette démarche fait appel à de nombreuses approximations et nécessite encore d'être approfondie plus amplement pour valider le rôle majeur de la température de pièce dans le procédé. L'aspect de la dissipation de chaleur doit notamment être développé pour améliorer les estimations sur le comportement du matériau.

3.6 Conditions semi-industrielles: défauts mis en évidences sur les préformes ENSAM

3.6.1 Défauts provenant de mauvaise condition d'adhérence

Les défauts provenant du glissement engendrent essentiellement des méplats et l'absence de rotation des pièces qui conduit irrémédiablement à les rebuter. Dans le cas d'instabilités liées à des disparités sur les conditions d'adhérence, une variation de la déformation angulaire est observée ; elle peut atteindre une amplitude qui est généralement cause de mise aux rebuts. Ce type de défauts est présentés au paragraphe 2.5.2.

3.6.2 Spécificité liées au laminage du TA6V

Une préforme d'aube de turbine par laminage transversal a été développé par une équipe de l'IWU Chemnitz [NLSH08a] et [NLSH08b]. Ces auteurs rapportent également la formation d'une couche épaisse d'oxydes et la diffusion sur les couches externes de la pièce [NLSH08b]. Une discussion avec Mr. Steger, l'un des co-auteurs de ces articles, portant sur le possible inconvénient de cette couche d'oxyde, renseigne qu'aucun problème particulier ne se pose par l'effet de peau fragilisée, tant sur le plan du déroulement de l'opération de préformage que sur le plan de la qualité de peau de pièce en fin d'opération.

Les auteurs Neugebauer et al. précisent qu'à une température inférieure à 950°C, la formabilité du matériau est insuffisante pour atteindre des taux de réduction de diamètre de 50%. Au-dessous de 910°C, il y a apparition de striction sur les sections réduites et en deçà de 850°C, un risque élevé de fissuration. Les auteurs indiquent que la température idéale se situent plutôt vers 970°C car la qualité de surface des préformes est très bonne, bien que la structure du matériau change et que la proportion de phase β est supérieure à la limite acceptable [NLSH08b]. La Figure 116, extraite de [NLSH08b], illustre les commentaires précédents.

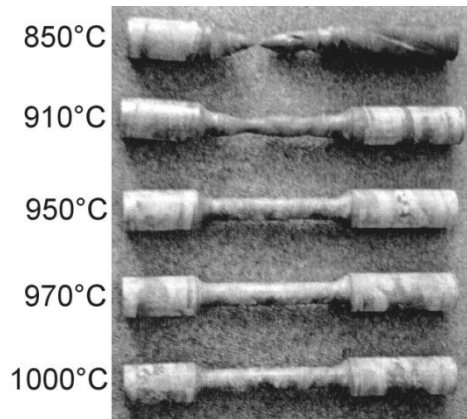


Figure 116 - Préformes d'aubes de turbines pour l'aéronautique, IWU Chemnitz, [NLSH08b]

3.7 Endommagement et usure des outillages

Les questions liées à l'usure de l'outillage durant la production est un aspect de l'industrialisation du procédé qui reste difficilement étudiable dans le cadre exclusif d'essais de laboratoire. La dureté des surfaces et la sévérité de leur chargement durant le laminage sont des facteurs qui entrent prioritairement en ligne de compte. En présence éventuelle de calamine sur les lopins en début de processus, une abrasion rapide et des rayures apparaissent inévitablement sur la surface des outils à court terme. Dans le cadre des essais réalisés à l'ENSAM sur des matrices en acier à outil X38CrMoV5 traitées pour une dureté comprise entre 52 et 54 HRC (~ 550HV), des stries sont rapidement constatées sur la surface d'outil ; elles sont engendrées par les plaquettes d'oxydes de fer lors de leur détachement de la surface du lopin.

Une discussion sur ce sujet avec des interlocuteurs de l'IWU de Chemnitz renseigne sur d'autres spécificités de l'usure en laminage transversal. D'après ces informations, la partie pénétration du coin est principalement celle qui est la plus affectée par l'arrachement de matière. En deçà d'un seuil (inconnu), les conséquences sur la géométrie finale de pièce ne peuvent être décelées. En effet, la partie du coin dont le rôle est de calibrer la pièce en fin de course subit peu d'usure et continue ainsi à remplir sa fonction. La durée de vie d'outillage dépend fortement du matériau employé et de sa forgeabilité.

Il n'existe que peu d'articles qui consacrent un intérêt à ces sujets. Selon Shchukin et al. l'usure des coins de mise en forme peut atteindre 0,1 à 0,2 mm pour des séries de l'ordre de 50 à 100.000 pièces. La reprise des surfaces fonctionnelles de mise en forme est faite par usinage sur une profondeur de 0,2 à 0,3 mm. Le nombre d'opérations de remise en état est de 3 à 5, les outillages sont ensuite rebutés car de profondes fissures apparaissent qui ne peuvent plus être réparées [SHK08 170]. Un second article de ces auteurs présente une application de rotules de directions laminées en tandem, fabriquées en acier 12XH3A (correspondance approximativement à un acier de construction allié de type 16NiCrMo13) dont la durée de vie de l'outillage atteint 1.200.000 pièces [SHK08 176].

Un retour d'expérience transmis par un industriel sur la production de préformes de bielle jumelles, indique une tenue des outillages au moins égale à 75.000 pièces sans effets notoires observés sur le niveau de qualité des pièces. Par ailleurs, un dispositif de soufflage est installé pour l'évacuation des particules et micro-copeaux éventuellement présents sur la surface d'outillage en fin de cycle. Le soufflage garantit également un maintien en température aussi bas que possible, même en cadence de production. Le nettoyage suivi d'un dégraissage à l'alcool des outillages est effectué quotidiennement.

3.8 Conclusion

Les exigences élevées pour obtenir un haut niveau de qualité des pièces se déclinent tant sur le plan du respect des géométries fines que des tolérances de fabrication. Il faut ajouter des exigences fortes quant à la qualité du fibrage, l'absence de cavités et de défauts de peau pouvant être cause de rebuts dans les opérations suivant le laminage. L'importance des défauts potentiellement rencontrés sur les pièces produites par laminage transversal est par conséquent soulignée. Leur *diversité* ainsi que les *multiples causes* possibles sont autant d'obstacles à la mise au point d'outillage. Cette difficulté n'est pas négligeable et rend le procédé relativement délicat à régler. Les séances de développement d'outillages décrites dans ce chapitre témoignent des ajustements nécessaires et de l'existence de point de non-retour dans la modification des géométries de coins.

Au cours de cette phase de mise au point, les paramètres identifiés comme significatifs dans le second chapitre sont confirmés dans leur rôle de premier plan, à savoir :

- *Géométrie des coins : angles et rayons d'arêtes*
- *Texture de surface : présence et acuité des stries*
- *Contrainte d'écoulement du matériau*

Il faut ajouter de nouveaux paramètres mis en lumière au cours des essais et synthétisés dans ce chapitre, c'est-à-dire :

- *Géométrie d'outillage : rôle de la caractéristique hauteur du coin en fonction de la course et plus généralement évolution du profil de coin*
- *Paramètres matériaux du lopin : température de chauffe, fluctuations dans la nuance matériau et propriétés initiales du métal, rôle des inclusions, présence de calamine ;*
- *Le rôle des réglages du laminoir : entrefer, calage angulaires relatif des matrices, vitesse tangentielle des matrices, dérives possibles par déformation élastique (défaut de parallélisme) et thermiques ainsi que l'usure d'outillage ;*
- *Les conditions d'adhérence non-uniformes sur l'outillage créant des instabilités de roulement : glissement, torsion, retraits...*
- *Règles de guidages et butée pour le contrôle de la position initiale du lopin.*

Chapitre 4

La conception de matrice de laminage transversal

Résumé: Dans ce chapitre, la question fondamentale de la conception d'outillage est abordée, non seulement en proposant un arbitrage sur les principales règles à suivre, mais également en développant une méthode spécifique au laminage transversal. Une procédure est ainsi détaillée, soutenue par une étude de cas sur une préforme « balustre » symétrique à double réduction de diamètre. L'étude de cas présente étape par étape les choix établis, les boucles de corrections effectuées et fournit le plan de détail final de la matrice. S'appuyant d'une part sur des résultats de simulations numériques et d'autre part sur un volet expérimental explorant notamment le rôle des textures de surface de mise en forme, des conclusions importantes sur le rôle de la texture de surface d'outil sont présentées. Quelques pièces et leurs outillages relatifs sont ensuite analysés. Enfin, un bilan des apports potentiels de la simulation numérique est esquissé.

4.1 Inventaire des règles de conception

La revue bibliographique permet de mettre en évidence une partie des règles de conception définies, généralement basées sur l'expérience. Dans de nombreux cas ces règles sont reprises et confrontées à d'autres résultats par les auteurs. Le bilan effectué en 1993 par Fu et Dean [FD93] présente simultanément, de manière assez exhaustive, de nombreux résultats et lois s'appuyant sur une revue de 271 références bibliographiques. Peu d'arbitrage ni de consensus sont constatés. Globalement, il n'existe pas en laminage transversal de document faisant figure de référence, établissant des règles « métiers » qui seraient reconnues par les concepteurs tel que cela peut être le cas pour d'autres procédés plus répandus comme, par exemple, le laminage à retour.

Les premiers outillages de laminage transversal ont très probablement été fabriqués et mis au point par la méthode appelée classiquement « essais, erreur, correction ». Cette démarche qui correspond en une suite de boucles correctives se révèle particulièrement longue et fastidieuse, et ne peut être utilisée qu'en phase finale d'optimisation d'outillage. Ainsi, il est nécessaire de baser les étapes qui précèdent les essais sur une démarche organisée faisant appel à des règles de conception maîtrisées. Les qualités requises pour une règle de conception sont les suivantes :

- Etre claire, précise et cohérente: nécessite de détailler les paramètres associés de manière aussi objective que possible en s'appuyant sur un référentiel de paramètres et une nomenclature unifiée. Les contradictions entre règles doivent être évitées afin de permettre d'en introduire de nouvelles sans remettre en cause les règles établies.
- Avoir un domaine d'application : ce domaine circonscrit les limites de la règle; ce domaine est défini par les résultats publiés, complétés ou validés le cas échéant par des essais « sur mesure ». Le domaine est défini par des conditions à la fois nécessaires et suffisantes. Des tolérances sur les valeurs limites acceptables doivent être détaillées si nécessaire.
- Afficher un degré de confiance : afin de définir des priorités dans l'application des règles ou d'arbitrer en cas de conflit. Le retour d'expérience est ainsi pris en compte. Cette information permet également de pointer les orientations de nouveaux travaux de recherche pour renforcer la robustesse du processus de conception.

4.1.1 Quelques règles énoncées dans la littérature

Ce paragraphe recense les principales règles énoncées dans la littérature. Si le manque d'exhaustivité est constaté par le lecteur, la raison majeure est la difficulté d'accès à de nombreux documents, soit par le fait qu'ils sont classés confidentiels, soit parce qu'ils sont introuvables, soit encore parce qu'ils ne sont pas disponibles en langue anglaise ou française.

Le Tableau 36 propose une liste des règles identifiées comme pertinentes, dont le contenu est résumé afin de permettre un classement ultérieur. Le caractère synthétique de ces règles ne permet pas, dans certains cas, d'en comprendre l'intérêt sans la lecture de la source bibliographique associée. Ce premier tri est organisé chronologiquement ; chaque règle est nommée par la lettre « P » correspondant à la

mention « Publiée », suivie par deux chiffres avec une numérotation croissante afin d'être repérée ensuite.

Nr	Règles de conception publiées	Source
P01	Les angles de mise en forme α les plus favorables sont compris entre 20° et 45° Règle basée sur des résultats expérimentaux	[HOL72]
P02	Respecter un équilibre des efforts résultants s'exerçant axialement sur la pièce	[HOL72]
P03	Réduire au mieux la longueur totale des outillages pour minimiser le nombre de tour des pièces	[SOM72]
P04	Fixer et maintenir une température de travail du lopin appropriée pour chaque nuance	[SOM72]
P05	Notion de réduction optimale de section d'une barre: R_{op} Recommandations pour le choix des paramètres α et β , M constant et égal à 0,35...0,40 selon la dureté du matériau $R_{op} = (0,15 + 0,038 \cdot \alpha) \cdot \beta^{0.325}$ avec $1,93 \cdot \beta^{-0.925} \geq 0,15 + 0,0038 \cdot \alpha \geq M \cdot \beta^{-0.325}$	[HAY79]
P06	Eviter la rupture par striction: $\sqrt{\frac{2 \cdot \tan \alpha \tan \beta}{\pi}} (1 + \sqrt{r}) \left(\frac{1}{r} - 1 \right) \leq 0,2$	[TMJT84]
P07	Définition des zones de mise en forme et des angles remarquables	[GMAB86]
P08	D'après Koizumi, la relation empirique suivante doit être respectée: $0,04 < \tan \alpha \cdot \tan \beta < 0,08$ La présence de défaut interne peut apparaître si $\tan \alpha \cdot \tan \beta > 0,04$ Le glissement des pièces peut apparaître si $\tan \alpha \cdot \tan \beta < 0,08$	[FD93]
P09	Diviser la course de laminage en opérations élémentaires	[FD93]
P10	La réduction de diamètre est limitée par des limites supérieures et inférieures le taux de réduction vu comme la variation de diamètre rapportée au diamètre initial doit être compris entre 16% et 58%	[CHL95]
P11	L'orientation des efforts résultants joue un rôle majeur sur la stabilité de la pièce	[CHL95]
P12	En pratique, les angles des épaulements sur les pièces n'atteignent pas 90° Ou encore $\alpha < 87^\circ$	[CHL95] [LO08]
P13	La vitesse tangentielle des outillages durant le laminage est couramment de l'ordre de 300 à 500 mm/s et peut atteindre 1200 mm/s. L'augmentation de ce paramètre peut entraîner des défauts de surface.	[CHL95]
P14	Plus le taux de déformation est élevé, plus le domaine combinant les paramètres α et β est restreint. Pour les taux de réduction supérieurs à 60%, le volume de matière à déplacer est trop important ce qui entraîne une forte ovalisation.	[GHKM98]

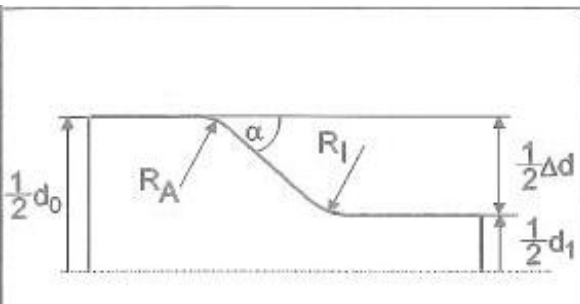
P15	Le rayon d'arête du coin de mise en forme influence les défauts de surface et induit un défaut de type vrille.	[GHKM98]									
P16	Garantir le roulement pour éviter les défauts Des stries spécifiques sont réalisées sur les faces latérales des coins de mise en forme pour limiter le glissement pièce-outil.	[PWKG99]									
P17	Eviter le recouvrement des zones formées: La déformation relative $\delta > 1 + \pi \cdot \tan \alpha \cdot \tan \beta$	[PWKG99]									
P18	Les réductions de diamètre importantes sont atteintes pour des faibles β (typiquement $\beta = 5^\circ$); augmenter β vers 9° voire 13° nécessite de diminuer la réduction de diamètre à α constant	[NKG01]									
P19	Les rayons d'arêtes sont recommandés :  <table border="1" data-bbox="933 739 1141 1052"> <tr> <td>$14 \leq d_0 < 50$:</td> </tr> <tr> <td>$\Delta d < 20$ $R_f = 2$</td> </tr> <tr> <td>$\Delta d \geq 20$ $R_f = 3$</td> </tr> <tr> <td>$50 \leq d_0 < 100$:</td> </tr> <tr> <td>$\Delta d < 40$ $R_f = 4$</td> </tr> <tr> <td>$\Delta d \geq 40$ $R_f = 6$</td> </tr> <tr> <td>$100 \leq d_0 < 160$:</td> </tr> <tr> <td>$\Delta d < 64$ $R_f = 8$</td> </tr> <tr> <td>$\Delta d \geq 64$ $R_f = 12$</td> </tr> </table>	$14 \leq d_0 < 50$:	$\Delta d < 20$ $R_f = 2$	$\Delta d \geq 20$ $R_f = 3$	$50 \leq d_0 < 100$:	$\Delta d < 40$ $R_f = 4$	$\Delta d \geq 40$ $R_f = 6$	$100 \leq d_0 < 160$:	$\Delta d < 64$ $R_f = 8$	$\Delta d \geq 64$ $R_f = 12$	[LO08]
$14 \leq d_0 < 50$:											
$\Delta d < 20$ $R_f = 2$											
$\Delta d \geq 20$ $R_f = 3$											
$50 \leq d_0 < 100$:											
$\Delta d < 40$ $R_f = 4$											
$\Delta d \geq 40$ $R_f = 6$											
$100 \leq d_0 < 160$:											
$\Delta d < 64$ $R_f = 8$											
$\Delta d \geq 64$ $R_f = 12$											

Tableau 36 - Liste de règles publiées pour la conception d'outillage de laminage transversal

4.1.2 Section du coin de mise en forme

La règle P08, énoncée par Koizumi et al. citée par Fu et Dean [FD93] est reprise par de nombreux auteurs. Cette règle s'énonce selon la relation (14) liant α et β a déjà été introduite au chapitre 2 :

$$0,04 \leq \tan \alpha \cdot \tan \beta \leq 0,08 \tag{14}$$

Le fait d'encadrer le produit $\tan \alpha \cdot \tan \beta$ par des limites supérieures et inférieures revient à donner une condition sur l'angle γ de pente du coin:

$$2,29^\circ \leq \gamma \leq 4,57^\circ$$

Ainsi, l'évolution de la hauteur du coin de mise en forme en fonction de la course, et par conséquent la réduction de diamètre imprimé au lopin par rapport au chemin parcouru sur l'outillage, se fait selon une pente qui se situe entre 4% et 8%. Cette contrainte est par exemple respectée sur l'outillage de bielle 9023 étudié par l'IWU Chemnitz, pour lequel les angles de pente sont de 3° .

Par ailleurs, la section S du coin de mise en forme, perpendiculaire à la direction de déplacement du lopin s'exprime par la relation (13). Ainsi l'évolution de section S se fait, selon cette règle, en suivant un ratio allant de 4 à 8 % de la surface de la base du coin de mise en forme.

Un outil d'aide à la conception jugé particulièrement intéressant est l'indicateur qui consiste à tracer l'évolution de la section du coin de mise en forme en fonction de la

course parcourue. L'intérêt pour cet indicateur réside tout d'abord dans la possibilité de comparer deux outillages entre eux. Ensuite, il représente, dans le cas très courant d'un laminage par deux matrices identiques, l'évolution du volume de matière déplacée le long de la matrice, avec un rapport 1/2.

Afin de rendre cet outil adaptable à toutes les tailles de coin et par conséquent de s'affranchir de l'effet d'échelle, les paramètres de section et de course ont été « adimensionnalisés » en les rapportant à leur valeur finale qui se trouve généralement être également la valeur maximale. Le diagramme de la Figure 117 affiche ainsi le rapport course instantanée/course finale en abscisse et le rapport section instantanée/section finale en ordonnée.

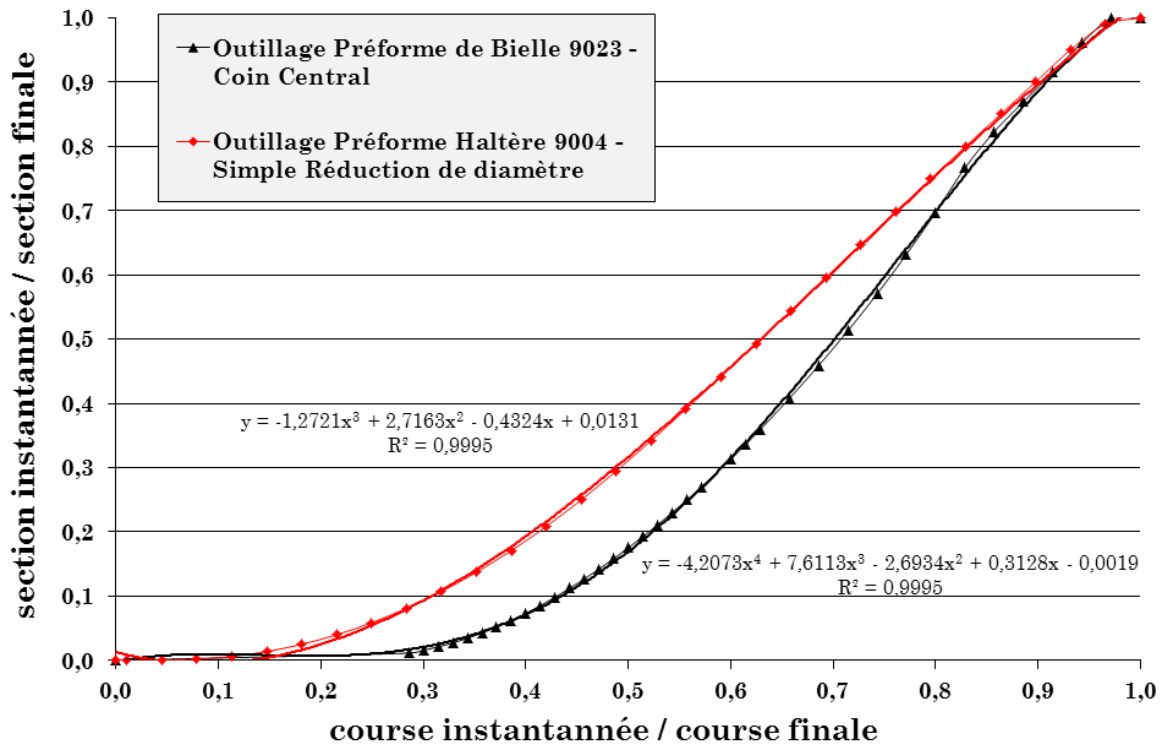


Figure 117 - Diagramme comparatif de l'évolution des sections de coin en fonction de la course

La mesure de la section du coin central de l'outillage de préforme de bielle 9023 est réalisée sur la géométrie CAO fournie par l'IWU Chemnitz. Un tiers de la course parcourue avant d'atteindre la section maximale n'est pas utilisée dans le cas de cette matrice. Pour une simple réduction de diamètre, la pénétration est très progressive et se déroule plus « lentement » sur l'outillage de bielle 9023 que pour l'outillage de la préforme 9004.

4.1.3 Les domaines de fonctionnement

La multitude de règles énoncées par les différents auteurs conduit à observer des résultats discordants ou tout au moins des contours de domaine de fonctionnement relativement plus large pour certains auteurs que pour d'autres. Par exemple la confrontation des règles P10, P17 et P08 conduit à constater que :

Pour la règle P10, écrire que $16\% < \varepsilon_d < 58\%$, implique que, $1,19 < \delta < 2,38$.

Alors que pour la règle P08 combinée avec P17, il viendra $\delta > 1,25$, dans le cas où $\tan \alpha \cdot \tan \beta = 0,08$.

Par ailleurs de nombreux diagrammes sont utilisés pour mettre en évidence les domaines de fonctionnement déterminés expérimentalement ou bien sur la base d'une ou plusieurs équation(s) issues d'une modélisation. Le Tableau 37 dresse une étude comparée de quelques diagrammes de fonctionnement.

Diagramme	Commentaire	Source
Figure 118 Relation entre angle de formage α et le rapport de réduction $R_p = \frac{s_0 - s}{s_0}$	Premier diagramme pour $\beta = 6,28^\circ$ et $\mu = 0,35$. Relative complexité	Hayama 1979 [FD93]
Figure 119 Diagramme de stabilité du laminage transversal	Construit sur des données expérimentales pour $\beta = 6,28^\circ$ et $\mu = 0,35$ issues de Awano et Danno 1968 Intègre les défauts de striction, glissement, recouvrement. La prise en compte du matériau se fait sous la forme de la contrainte d'écoulement σ_0	[PAT99]
Figure 120 Diagramme théorique de stabilité du laminage transversal pour $\mu = 0,35$.	Théorique, Utilise un coefficient de frottement de 0,4 sur les faces des coins et un coefficient de 0,2 ailleurs. Ne prend pas en compte les spécificités du matériau du lopin.	[PAT99]
Figure 121 Diagramme de fonctionnement du procédé en fonction de α et $\epsilon_d = \frac{d_0 - d}{d_0}$	Les domaines limites acceptables sont mis en évidence sous la forme d'une colline de fonctionnement dont le niveau varie avec la valeur de l'angle d'étirement β .	[KAUL85]
Figure 122 Diagramme de l'apparition de défaut en fonction de l'effort axial	Selon l'action d'un effort axial de compression ou de traction, l'apparition d'une ovalisation de section ou d'une striction est mise en évidence.	[KAUL85]
Figure 123 Domaine de fonctionnement prenant en compte α et la réduction de diamètre ϵ_d	Résultats expérimentaux pour une préforme haltère. Paramètres α et β identiques à ceux des matrices 9004. Rôle du rayon d'arête mentionné, tient compte du risque d'ovalisation comme défaut possible.	[NKG01]
Figure 124 Domaine de fonctionnement prenant en compte les angles α et β	Courbes de limitation de domaine par relation sur le rapport de réduction R. Rx, risque de cavités internes, Rf, risque de striction, Rb risque de recouvrement de surface, Rl : risque de glissement.	[WEP92]

Tableau 37 - Recensement de quelques diagrammes de fonctionnement disponibles dans la littérature.

Très souvent ces diagrammes ne tiennent pas compte des spécificités rhéologiques et tribologiques du matériau qui compose le lopin. Il existe rarement des précisions à ce sujet. La question relative à l'extension possible de l'usage de ces diagrammes à divers matériaux, diverses vitesses de déformation ou plages de température est posée. Par exemple, il a été démontré par des essais sur des préformes « haltère » à simple réduction de diamètre qu'une variation de la vitesse de laminage, entraînant une variation de la vitesse de déformation au sein du lopin, peut engendrer un défaut par striction alors que celui-ci n'apparaît pas pour des vitesses plus faibles.

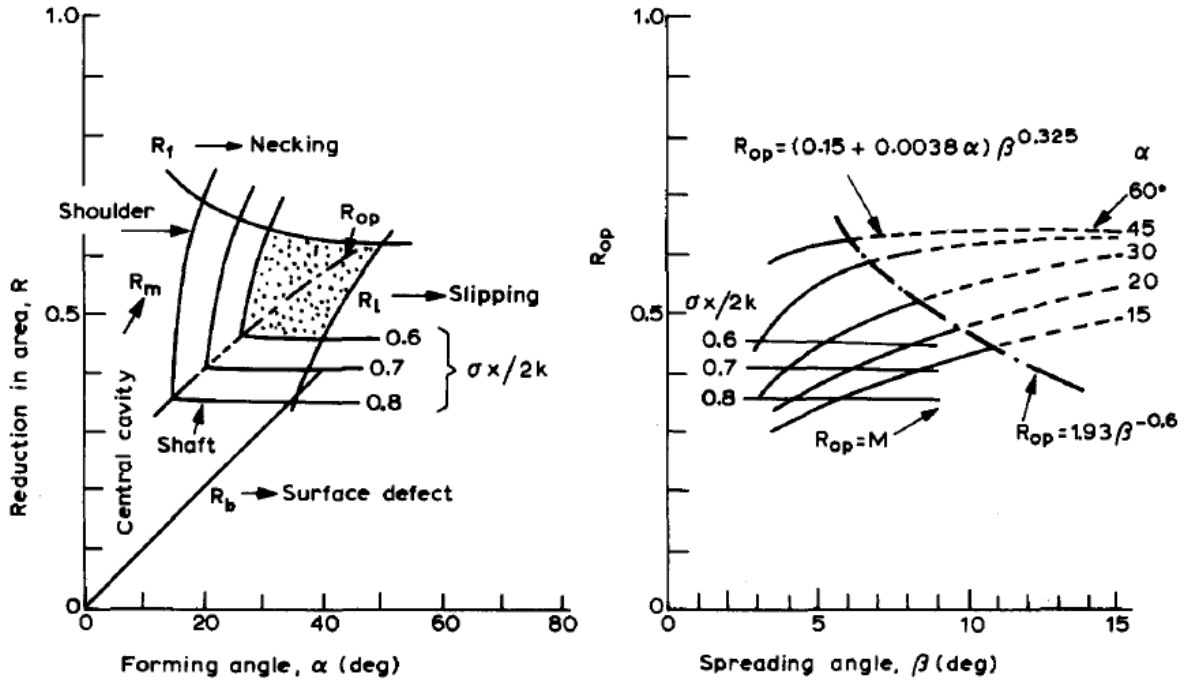


Figure 118 - Diagrammes de fonctionnement proposés par Hayama 1979

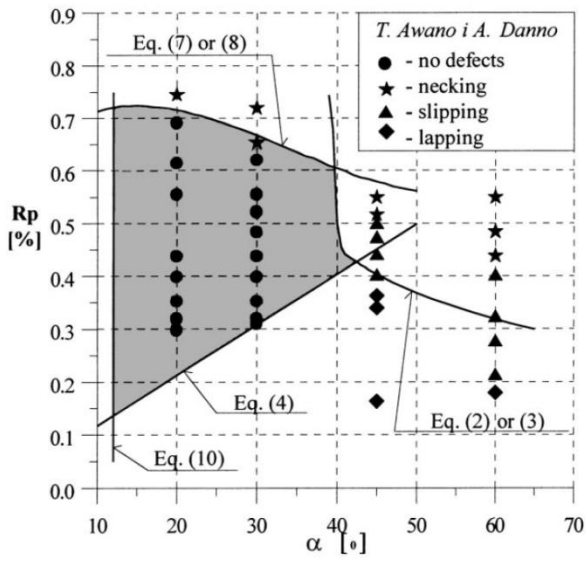


Figure 119 - Diagramme de fonctionnement hors défauts, [PAT99]

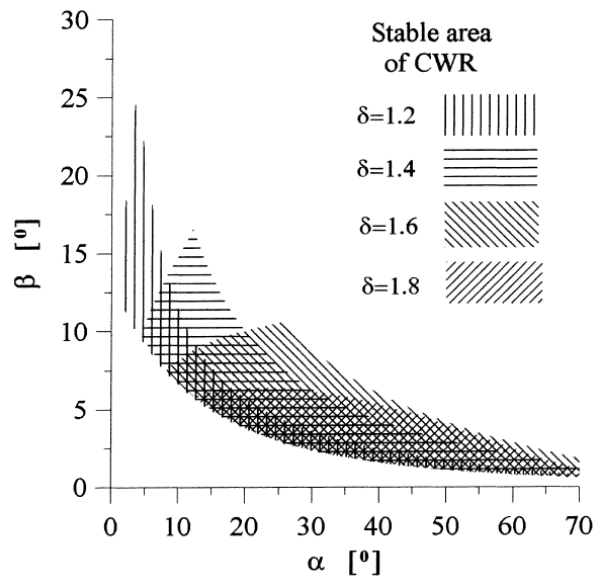


Figure 120 - Diagramme de stabilité d'après Pater 1999 [PAT99]

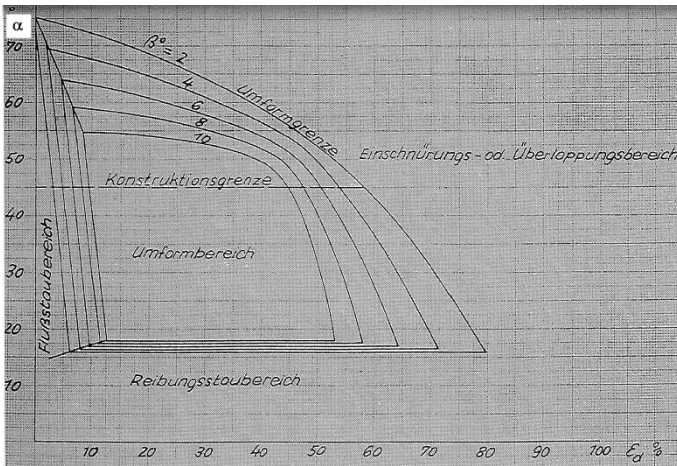


Figure 121 - Diagramme de fonctionnement d'après Renatus et Möckel [KAUL85]

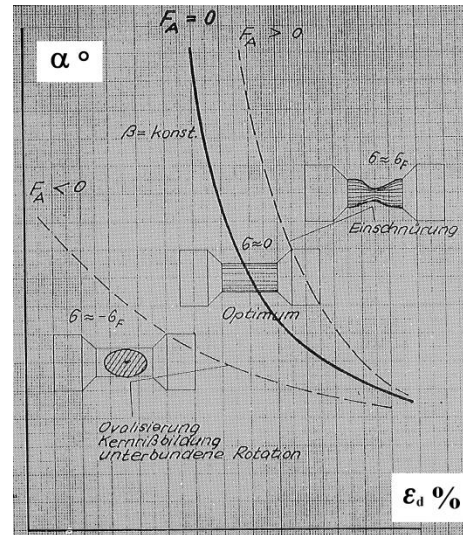


Figure 122 - Diagramme d'apparition de défaut en fonction de l'effort axial [KAUL85]

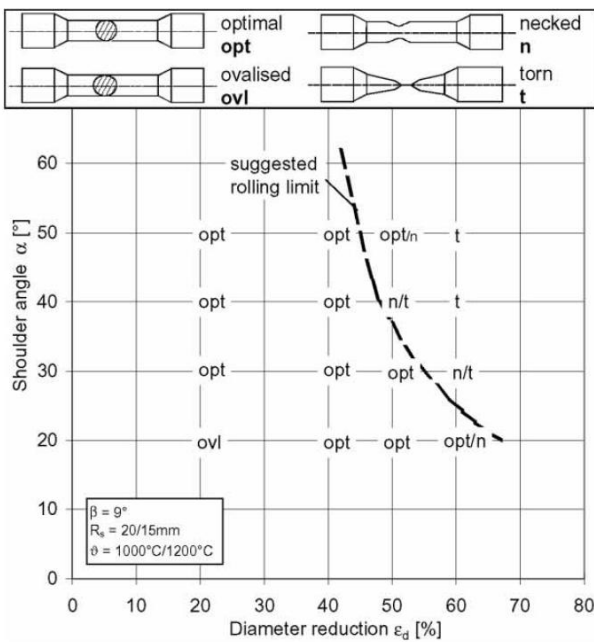


Figure 123 - Domaine de fonctionnement défini pour une réduction de type haltère [NKG01]

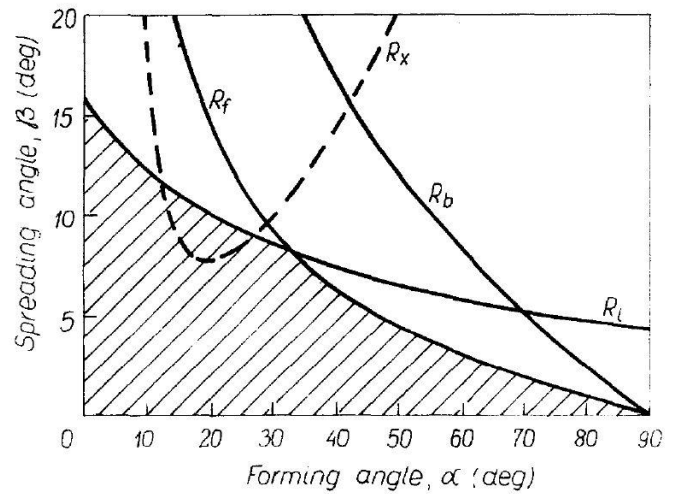


Figure 124 - Domaine de fonctionnement défini par les angles du coin de mise en forme [WEP92]

La notion de domaine de fonctionnement permet de regrouper des données issues de sources diverses sur un même outil visuel afin de mettre à disposition des utilisateurs un moyen de comparer une situation donnée à des cas identifiés.

4.1.4 Autres règles identifiées au cours de la thèse

Dans le cadre de cette thèse, d'autres règles ont été identifiées et formalisées afin de rendre compte des phénomènes mis en évidence au cours des essais expérimentaux. Par ailleurs, des recommandations ayant rapport au savoir-faire ont été recueillies au cours

des échanges avec différents partenaires. Ces informations sont également listées dans le Tableau 38 et portent la mention « T » pour signifier que leur origine provient de ce travail de recherche (« Thèse »).

Nr	Règles	Paramètres \ limites \ justifications
T01	Diviser la course de laminage en opérations élémentaires et respecter l'ordre des opérations	Courses totale Ct(i) divisée en : course de la zone de pénétration Cp(i) course de la zone de guidage Cg(i) course de la zone d'étirement Ce(i) course de la zone de calibrage Cc(i) Simplification des opérations de conception Possibilité de contrôle intermédiaire dans le processus de mise en forme Garantir la stabilité du laminage en respectant l'ordre des opérations La mise en forme d'une gorge commence lorsque la mise en forme d'une autre se termine (calibrage compris)
T02	Nombre de tours inférieur : quantité minimale à garantir	Effectuer un laminage progressivement réparti Cp mini = ½ tour (figure39) Ce mini = 1 tour (partie utile de l'outillage) Cc mini = ½ tour (propager une section sur toute la circonférence de pièce)
T03	Nombre de tours supérieur : quantité à minimiser	En optimisant le nombre de tours de pièce, on diminue le nombre de cycles de chargements
T04	Identifier et repérer les éléments géométriques simples présents sur la pièce (cônes, cylindres, rayons, sections...)	Diamètres, Longueurs, Angles Objectif de simplification des géométries de coin de mise en forme Objectif de réduction des facteurs pouvant engendrer des efforts antagonistes Nécessiter de combiner avec des règles sur la faisabilité
T05	Entrainer et maintenir le lopin en rotation	Respect de l'équilibre de répartition des puissances Nécessité de préciser les textures de surface
T06	Equilibrer les efforts transverses de mise en forme de part et d'autre de la pièce	Effort axial Endommagement par striction si l'effort axial maximal dans la section de pièce sollicitée est atteint Conséquence : Si la préforme attendue n'est pas symétrique, réaliser une pièce jumelle dans la mesure du possible pour l'équilibre « statique » des efforts (comme pour la bielle par exemple)
T07	Le diamètre du lopin à laminier détermine directement le diamètre des rouleaux nécessaires pour obtenir l'ébauche	Rapport rayon lopin/rayon rouleaux < 0,1 Condition de stabilité issue de l'expérience (la largeur de contact b est inférieur en laminage à plaque qu'en laminage à rouleaux, la stabilité de pièce est d'autant plus grande que le rayon est grand ; dans le cas des plaques $R = \infty$)
T08	Eviter le guidage des pièces	Objectif de limitation des efforts parasites sur les pièces Objectif de limitation des défauts de surface engendrés par contact
T09	Eviter le repoussage (upsetting) du diamètre initial de lopin vers des diamètres supérieurs	Défauts possibles Objectif de qualité du fibrage Objectif de minimiser les efforts compressifs Objectifs d'évitement des replis
T10	Eviter de concentrer les efforts vers le cœur de pièce (composante radial < composante axiale)	Repousser la matière dans la direction de l'axe de pièce, minimiser la compression vers le cœur de pièce Eviter de repousser la matière simultanément en sens opposés (dans la direction de l'axe de pièce) Privilégier le repoussage de matière du centre vers les extrémités de pièce en laissant de l'espace à la matière pour s'écouler
T11	Prévoir une dureté d'outillage importante	Une dureté d'outillage importante permet le maintien des géométries sous le chargement et une résistance à l'usure des matrices

	pour minimiser l'usure	Une dureté trop faible entraîne l'écoulement plastique du matériau des matrices en surface Une dureté trop importante rend les travaux de modifications délicats Recommandations : mini 42 à 45HRC, maxi 52 à 54 HRC
T12	Eviter les reprises de mise en forme	Histoire thermomécanique Objectif d'éviter la superposition des passes de mise en forme ; notamment en contrôlant le pas d'avance pour éviter les recouvrements et en faisant pénétrer la hauteur du coin jusqu'au diamètre prescrit directement dans la même passe de mise en forme sans superposer une nouvelle réduction de diamètre postérieurement.
T13	Définition du profil de la zone de calibrage	le profil géométrique de la gorge à mettre en forme sur la pièce correspond au profil constant de la zone de calibrage

Tableau 38 - Règles collectées et formalisées au cours des travaux de thèses

4.1.5 Un classement des règles de conception

Après avoir dressé d'une part les règles énoncées dans les publications disponibles et d'autre part les règles identifiées dans le cadre de la thèse, l'objet de ce paragraphe est de synthétiser ces règles en les classant.

4.1.5.1 Sources d'informations et gestion des connaissances

Dans le cadre de cette thèse, les sources de données utilisées sont essentiellement de type bibliographique, auxquelles sont ajoutés les résultats expérimentaux développés de manière interne au laboratoire ou dans le cadre d'essais extérieurs. Il est nécessaire d'ajouter les informations informelles collectées lors d'échanges avec des partenaires universitaires ou industrielles. La question de la fiabilité des données se pose à plusieurs titres. En effet, les données disponibles sont simplement ou tout à la fois :

- d'origines très variées : empirique, expérimentales, formelles, résultats de simulations numériques, rapport industriels ;
- étalés sur plusieurs décennies : évolution des machines, des matériaux, des outils et technologies utilisés ;
- exprimées de manière très diverses : Equations, diagrammes, caractéristiques, abaques, logique « floue »... ;
- souvent incomplètes ou incertaines : absence d'indications de certains paramètres pertinents, reprises par trop d'auteurs successivement avec perte d'information ;
- publiées en langue étrangères : erreur de traduction, difficulté à obtenir certains documents, diversité des notations et des modèles.

Comme tout travail de recherche, cette démarche n'échappe donc pas à l'obligation de confrontation et le recoupement des données. L'objet du paragraphe qui suit consiste notamment à synthétiser d'une part les nombreuses instructions disponibles dans la littérature et d'autre part à leur affecter un *indice de confiance* afin de leur donner un poids suffisant ou au contraire à les écarter. Cette démarche vise à améliorer la clarté des instructions pour soutenir non seulement les activités de production, mais également celles de conception.

Il est nécessaire de caractériser le type des règles en fonction de l'information qu'elles portent. Ce travail relève de la gestion des connaissances qui correspond, selon Bassetto [BAS05] à la gestion des interactions entre une information, un système

d'interprétation et un domaine d'application donné. L'auteur précise ces trois notions comme étant :

- une information (supporté dans un document, une règle, une corrélation...)
- un système d'interprétation (un système expert, un homme, un programme informatique,...)
- un domaine d'application (contexte d'application du système expert, état dans lequel est la personne, l'entreprise...)

Par ailleurs la notion d'information est relativement imprécise, car elle peut être plus ou moins raffinée et se classer selon Gardoni [GAR99] en diverses catégories :

- L'information brute associée à la représentation des *données*,
- L'information organisée associée à la représentation de l'*information*,
- L'information traitée associée à la représentation de la *connaissance*,
- L'information avancée associée à la représentation de la *théorie/expertise*

Cette introduction permet de comprendre que les différentes règles listées précédemment se situent à divers degrés de raffinement. Loin de vouloir être exhaustif, ni de livrer une vision définitive, le classement établi cherche à se rapprocher au mieux d'un niveau d'information avancée.

4.1.5.2 Proposition d'une synthèse des règles

Cette synthèse intègre et refond, lorsque cela est possible, les différentes règles issues des publications (P01 à P19), des diagrammes et leurs domaines de fonctionnement (Figure 116 à 122) et les règles issues d'observations dans le cadre de cette thèse (T01 à T13).

Les indices de confiance sont affectés selon trois niveaux associés à des couleurs :

Niveau haut / résultats confirmés par plusieurs sources ou par des essais développés dans cette thèse / Informations basées sur les observations expérimentales ;

Niveau moyen / résultats isolés ou théoriques, informations manquantes, incertaines ou non vérifiées dans le cadre de ces travaux, domaines de fonctionnement potentiellement dangereux pour la santé des pièces et pour la stabilité du procédé en production ;

Niveau bas / résultats ou informations incomplets, domaine de fonctionnement identifiés comme dangereux pour les pièces.

L'arbitrage est évidemment délicat dans la mesure où il n'est pas possible de tout vérifier, ni de faire dialoguer certaines règles édictées avec des paramètres avec d'autres règles concernant le même phénomène édictées avec d'autres paramètres.

Enfin il existe des contradictions. C'est par exemple le cas de la règle T08 qui interdit le guidage des pièces en vue de préserver la stabilité du laminage et la santé de peau de pièce, et va à l'encontre des pratiques observées en production de série de préformes de bielles.

Le Tableau 39 propose une synthèse des règles en les regroupant autour des paramètres significatifs ou des fonctions à assurer.

Paramètre ou fonction	Règles	Synthèse et proposition d'un intitulé
α (angle de formage)	P01	De nombreuses règles se superposent, les recommandations portent donc sur le choix de valeurs rencontrées de manière classique, par défaut choisir $\alpha = 30^\circ$ voire utiliser la règle P01.
	P05	
	P08	
	P12	
β (angle d'étiement)	P05	De nombreuses règles se superposent, les recommandations portent donc sur le choix de valeurs rencontrées de manière classique, c'est-à-dire : $3^\circ < \beta < 12^\circ$
	P08	
	P18	
Rs (rayon d'arête)	P15	Rs influence le défaut d'hélice sur les préformes (vérifié au cours d'expérimentations dans la thèse) Le choix des rayons d'arêtes influence les efforts dans la pièce la striction (essais Chemnitz 9023)
	P19	
d_0 (diamètre initial lopin)	T07	Stabilité R lopin/R outil < 0,1
Course et zones de mise en forme	P09	Respect de l'ordre des opérations de mise en forme
	T01	
	T13	
Fy (Effort axial)	P02	La déformation se fait essentiellement par élongation dans le sens transverse, le pilotage d'un effort axial constant garantit la stabilité du laminage, l'absence de compression, l'écoulement libre de la matière. Composante radiale < composante axiale de l'effort
	T06	
	T09	
	T10	
N (Nombre de tour pièce)	P03	Il convient de minimiser le nombre de tour et d'éviter les recouvrements de mise en forme pour limiter le nombre des chargements sur la pièce car le comportement matériau est différent d'un chargement à l'autre, rendant l'histoire thermomécanique plus complexe et les propriétés finales plus incertaines. Un nombre de tour minimum est en revanche nécessaire pour réaliser une répartition correcte de la mise en forme
	T02	
	T03	
Recouvrement	P17	Données classique en production de série Vt de l'ordre de 500mm/s
	T12	
Vt (Vit. Tangentielle)	P13	
Glissement (S)	P08	
	P13	
Roulement	P16	Maintenir la pièce en rotation est un impératif dont découle une règle visant à rendre obligatoire la spécification des zones d'entraînement par une nomenclature sur les textures de surface
	T05	
T (température)	P04	Garantie des propriétés rhéologiques et maintien de la santé interne de pièce
ϵ_d ou R_{op} (ratio de réduction)	P05	Informations souvent contradictoires ou incomplètes A confronter aux diagrammes et domaines de fonctionnement
	P10	
Striction	P06	
	P14	
Ovalisation		
Cavités	P08	

Tableau 39 - Synthèse des règles de conception [THESE]

4.2 Proposition d'une méthode de conception

Mettre en place une méthode de conception structurée permet de répondre en partie à la problématique initiale qui consiste à **définir un outillage pour la fabrication d'une pièce dont la forme est prescrite**. La méthode de conception livre une géométrie d'outillage dont la mise au point se fera en deux temps : tout d'abord par une approche « virtuelle » en simulation numérique et ensuite par une approche « réelle » ou « matérielle » par des essais expérimentaux sur outillages physiques. L'analyse des activités nécessaires pour fabriquer un outillage de laminage transversal est présentée sur le diagramme IDEF0 de la Figure 125 décrivant le niveau A0. Dans le cadre de ce travail de recherche les étapes de conception (A1), de simulation (A2) et de mise au point (A4) sont approfondies en particulier.

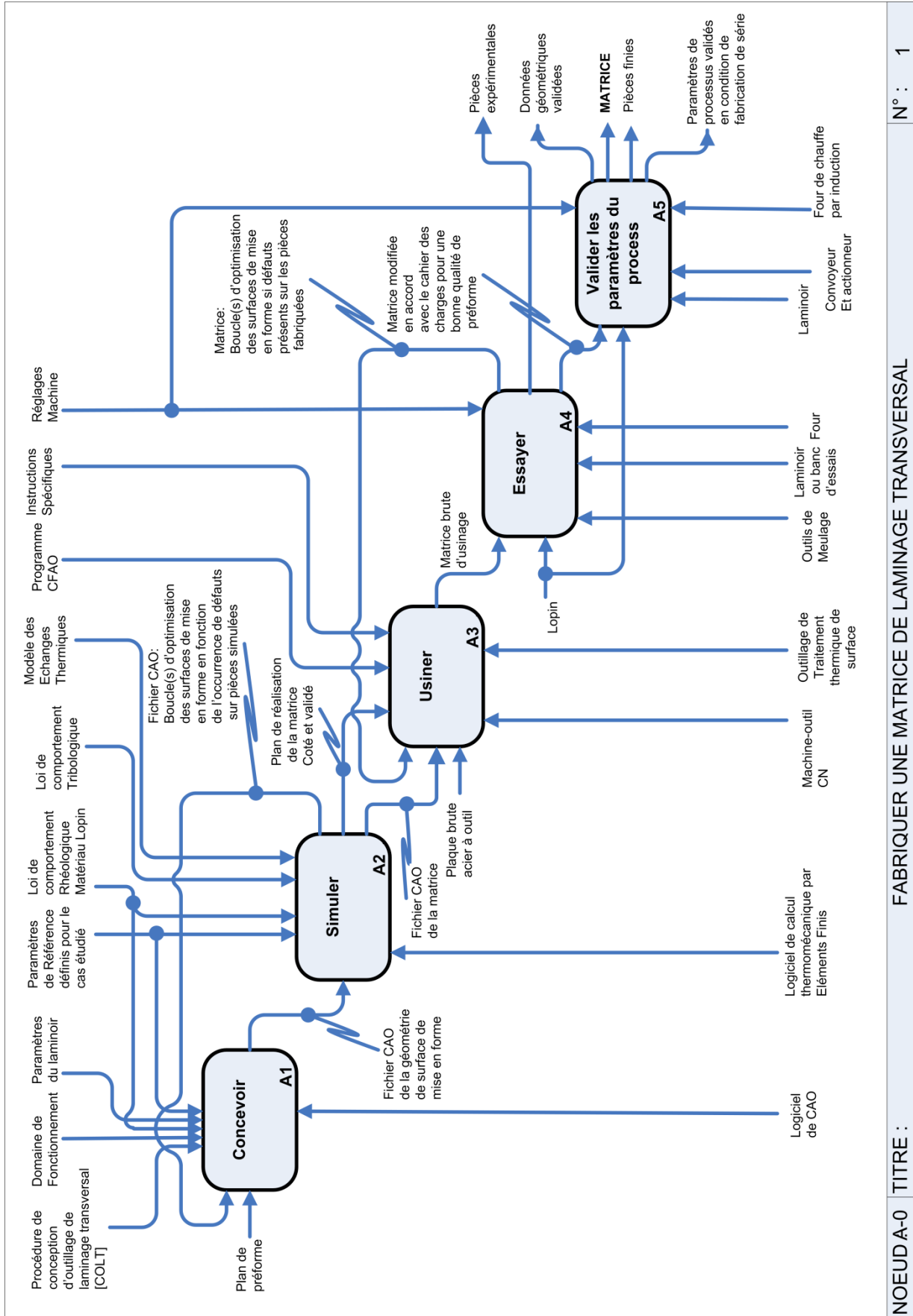
4.2.1 Phase de conception (A1)

Le processus de conception de matrice de laminage transversal se compose de huit sous-procédures dont une description est présentée sur la Figure 126. Le niveau 2 étendu est consultable en Annexe 10. Au cours de la conception, des boucles d'optimisation et de correction sont mises en place afin d'améliorer progressivement la géométrie d'outillage en fonction des nombreuses contraintes qui peuvent apparaître.

4.2.2 Phase de simulation numérique (A2)

La procédure de simulation numérique (A2) peut être utilisée pour affiner les choix ; jusqu'à aujourd'hui, la majorité des outillages de laminage transversal ne bénéficient que faiblement des apports de l'outil numérique car le niveau de qualité des résultats n'atteint pas encore l'expertise de concepteurs expérimentés.

La simulation numérique pour supporter la conception en laminage transversal se développe progressivement bien que de nombreux verrous demeurent. Ces questions sont abordées dans le chapitre 4.5. Dans le cadre de cette thèse plusieurs applications sont développées avec le logiciel Forge©. La procédure décrite dans le Tableau 40 est donnée à titre indicatif afin d'illustrer quelques étapes clés de la simulation numérique; des précisions quant à la réussite ou l'échec de certaines configurations sont également listées afin de converger plus rapidement vers des résultats pour soutenir l'activité de conception.



N° : 1

FABRIQUER UNE MATRICE DE LAMINAGE TRANSVERSAL

NOEUD A-0 TITRE :

Figure 125 – Les activités nécessaires pour fabriquer une matrice de laminage transversal

Opérations	Remarques
Mise en données 3D à chaud, RK2	N/A
Importation de la géométrie surfacique de la matrice au format de fichier *.STL avec outil rigides	N/A
Le maillage STL est conservé en l'état ou raffiné si le facteur de forme surfacique se révèle inadapté (facteur<0,4)	Dans le cas d'un maillage hétérogène, il existe un risque de pénétration de la matière de lopin à travers la matrice
Prise en compte de la symétrie de pièce en implantant un demi-lopin et deux demi-matrices.	Dans le cas où les matrices sont symétriques et implantées en entier dans la mise en donnée, il existe un risque important d'instabilité de pièce au cours du calcul. Les faibles écarts cumulés sur les résultats de calcul de part et d'autre de la matrice conduisent rapidement à une pièce qui roule de travers.
Mise en place éventuelle de règles de guidage	Pour remédier à l'effet décrit à la ligne précédente (possible déséquilibre de pièce), il est judicieux d'implanter des règles de guidage en amont comme en aval de la pièce. Ces règles sont associées à l'avance de la pièce en cours de laminage.
Le lopin est maillé régulièrement avec possibilité de raffiner par une boîte de maillage dans la zone mise en forme	Rapport taille de maille sur diamètre lopin de l'ordre de 1/10 à 1/15.
Une loi de frottement de type viscoplastique est généralement utilisée Des coefficients variables sont appliqués sur certaines zones de l'outillage pour reproduire les différentes textures présentes sur l'outillage physique	Voir [MAKO01], [PGAC05], [HCB08] [MLB11] à propos de l'influence du paramètre de frottement sur les déformations au sein des pièces. Thème développé également dans ce chapitre sur l'exemple de la préforme balustre
Le pas de temps entre deux calculs doit correspondre à une faible rotation du lopin	En pratique, les configurations pour lesquelles le lopin tourne d'un angle inférieur à 1° entre deux positions de calcul donnent les résultats les plus réalistes. Cette méthode évite la variation du volume de pièce qui se propage par le cumul d'erreur lors des remaillages.
Critère d'endommagement	Voir [PGAC05] dans lequel un critère de Lemaître est utilisé
Cinématique d'outillage	Le rôle de la vitesse tangentielle durant le laminage est important, la mise en données doit tenir compte au mieux des vitesses réelles. Influence sur le comportement au glissement et à la striction de la pièce

Tableau 40 - Instructions pour une mise en données avec le logiciel FORGE©.

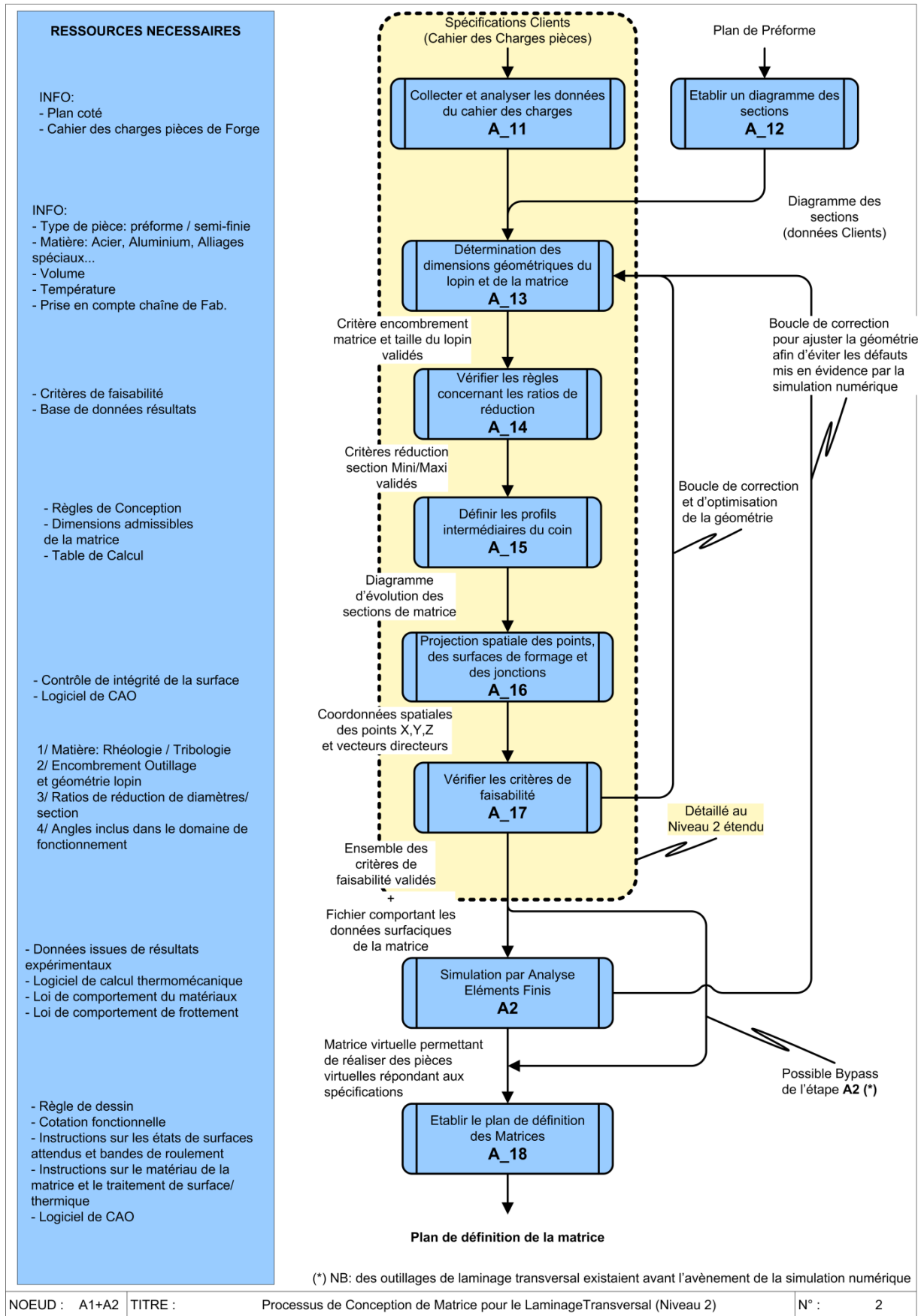


Figure 126 – Logigramme de description des sous-procédures concernant les étapes de conception (A1) et de simulation numérique (A2)

4.2.3 Boucle(s) de correction

Malgré la présence de règles fortes et l'expérience de nombreux concepteurs, l'activité d'essais et de mise au point « physique » d'outillage ((A4) sur Figure 125) reste généralement longue et minutieuse. Selon les exigences clients sur le niveau de qualité des pièces, l'étape d'optimisation des matrices « physiques » peut durer plusieurs mois. Ces travaux sont d'autant plus complexes qu'ils doivent intégrer les mêmes modifications sur chacune des deux (ou plus) matrices. La notion de boucle de correction vise à augmenter le degré de raffinement des matrices en sortie de phase de conception (Activités A1 et A2). Sont particulièrement visés, les défauts de type effet Mannesmann, striction et écarts géométriques par rapport aux dimensions prescrites. Il est donc nécessaire d'intégrer le maximum de corrections sur les géométries de matrices à partir de ce qui est observé en simulation numérique. Se pose alors la question de prédictibilité du calcul numérique qui sera abordée au chapitre 4.5.

L'émergence de questions et d'éventuelles difficultés lors de l'application de cette procédure doit permettre de la faire évoluer pour la rendre plus universelle et tournée vers l'utilisateur. Dans cette optique, une étude de cas concernant la conception d'une pièce à double réduction a été menée afin de pointer les incohérences et de vérifier la robustesse de la méthode.

4.2.4 Logigramme, démarche COLT et outil informatique

Le caractère relativement complexe de la projection des géométries, conjugué à l'obligation de modifier fréquemment le choix des angles de coin, nécessite d'automatiser le maximum d'opérations afin de faciliter et d'accélérer les activités de conception. Par exemple, le logiciel VERACAD existe aujourd'hui pour réaliser ces opérations de support en conception d'outillage de laminage à retour. Des logiciels dédiés au laminage transversal sont également développés « en interne » comme le laissent apparaître les publications sur ce sujet (voir synthèse dans le Tableau 41).

Référence	Détails
[UPL95]	Logiciel CROLL – IWU Chemnitz, Allemagne (1994) Logiciel développé en interne pour la génération des géométries de matrices. Données d'entrée : Classes de qualité et de précision, dessin de pièces, données technologiques et catalogues des machines. Résultats obtenus : choix de la machine, détail géométriques du lopin, forme du laminé, coordonnées des coins, fichier au format VDAIS. Le logiciel CFAO utilisé en support est EUKLID.
[JXZ07]	Macro Pro/Engineer - Université des sciences et technologies de Pékin, Chine (2007) Processus simplifiée de choix des paramètres géométriques, calcul des sections de coin, calcul du déplacement angulaire, écriture des résultats dans une base de données puis transfert vers un fichier d'outillage paramétré sur le logiciel de CAO Pro/Engineer.
[ABR08]	PMC-Rolling – Académie des sciences de Biélorussie (2008) Données d'entrée : caractéristiques géométriques du laminé, données du laminoir, propriétés du matériau lopin. Le programme PMC-Rolling calcule : <ul style="list-style-type: none"> • diamètre et longueur du lopin, • les efforts radiaux, axiaux et tangentiels, • le schéma de laminage comprenant le détail des coins, des inserts et couteaux

	<p>présents sur la matrice ;</p> <ul style="list-style-type: none"> • les paramètres géométriques de chaque élément angles, hauteur, etc. <p>PMC-Rolling utilise plusieurs logiciels combinés comme support : SolidWorks : construction d'un modèle géométrique et conversion des données en un format PARASOLID unifié (*.x_t) ainsi que STEP et STL. ANSYS / LS-Dyna : analyse par éléments finis</p> <p>Il est possible d'opérer des modifications manuelles et de régénérer le modèle géométrique.</p>
[WYCZ10]	<p>Delphi – Shandong Architectural University, Jinan, Chine (2010)</p> <p>Décomposition des laminés en volumes élémentaires, génération automatique des géométries de coins paramétrés en association avec les volumes identifiés. Utilisation de logiciels CAO associés.</p>
[WAHE04]	<p>RollCAD – Eratz-Ingenieurbüro, Allemagne et Jinan Foundry and Metalforming Machinery Research Institute, Chine (2004)</p> <p>Logiciel disponible en version de démonstration (2003) sur le site internet http://www.ersatz.de (information validée en Mars 2012)</p> <p>Génération des géométries d'outillage, des données lopins et de la gamme de mise en forme.</p>

Tableau 41 - Quelques logiciels de conception d'outillage pour le laminage transversal

En s'appuyant sur ce constat, un travail de prospection pour identifier les besoins utilisateurs a été mené dans cette thèse, en lien avec la société Forges de Courcelles. Il ressort notamment que les tâches à automatiser sont :

- La création d'un diagramme des sections offrant des possibilités d'ajustement ;
- L'édition de la gamme des différentes opérations de mise en forme. C'est-à-dire que sur la base du laminé final, les opérations intermédiaires sont calculées et proposées par le logiciel ;
- Un processus d'optimisation des géométries combinant opérations manuelles et adaptations automatiques par le logiciel ; le fonctionnement général de l'étude se fait par aller-retour entre le diagramme des sections et le détail des profils pour une optimisation progressive.
- Etablir la géométrie des outillages et créer les segments d'outils correspondants.
- Permettre l'exportation des géométries vers un logiciel CAO.

Ce projet relativement conséquent fait partie des perspectives de développement des travaux engagés dans le cadre de cette thèse. Le développement d'un logiciel ou d'un outil apparenté (macro CATIA) est envisagé pour faciliter ce travail de support à la conception. Il aura pour structure la démarche COLT et pourra intégrer divers niveaux de capitalisation de connaissances.

4.3 Conception d'une matrice pour la fabrication d'une pièce à double réduction de diamètre

Dans ce paragraphe, la conception d'une matrice pour le laminage d'une préforme « balustre » (9026) est détaillée. Cette pièce est présentée au premier chapitre. C'est une préforme symétrique qui a été développée afin de raffiner et de valider la démarche

de conception d'outillage introduite au paragraphe précédent (Figure 126) et développée en Annexe 10.

4.3.1 Détail des choix techniques

Chacune des orientations et des arbitrages qui sont intervenus durant la conception sont ici listés :

- Décomposition en deux demi-matrices : La pièce possédant une symétrie centrale, les coins de mise en forme correspondent l'un à l'autre par chiralité (symétrie miroir). Cette propriété a permis d'induire l'idée de créer des demi-matrices. En montant ces demi-matrices sur un support rainuré, il est alors possible de les écarter l'une de l'autre en disposant des cales d'épaisseurs calibrées. Par ce moyen, la variation de position des réductions de diamètre peut être obtenue sur les préformes.
- Utilisation d'une feuille de calcul : Les processus **A_11**, **A_13** et **A_14** sont effectués avec l'aide d'une feuille de calcul. La phase de conception requiert des calculs simples et fréquents pour ajuster des paramètres géométriques tels que les courses intermédiaires, les hauteurs et largeurs locales du coin et les angles. Il est également nécessaire de vérifier certains indicateurs tels que le taux de réduction (minimal/maximal autorisés selon la règle (P10)), le produit de la tangente des angles (règle P08) etc. Une feuille de calcul a été mise en place pour faciliter l'optimisation et l'ajustement nécessaire pour profiter pleinement de la course d'une part et d'autre part pour équilibrer les phases de mise en forme les unes par rapport autres.
- Allure générale du coin (processus **A_15**) : le coin de mise en forme est décrit « intuitivement » en vue de dessus, d'une part en fonction de ce qui est connu du profil général d'un coin de mise en forme (pénétration, formage, calibrage), mais également en tenant compte de la nécessité de réaliser certaines surfaces spécifiques (variations de pente, variations de diamètres). Cette vue est décomposée en profils intermédiaires. Chaque point remarquable est ensuite identifié par une lettre (pour des raisons de simplification la nomenclature proposée sur la figure 21 n'est pas reprise ici).

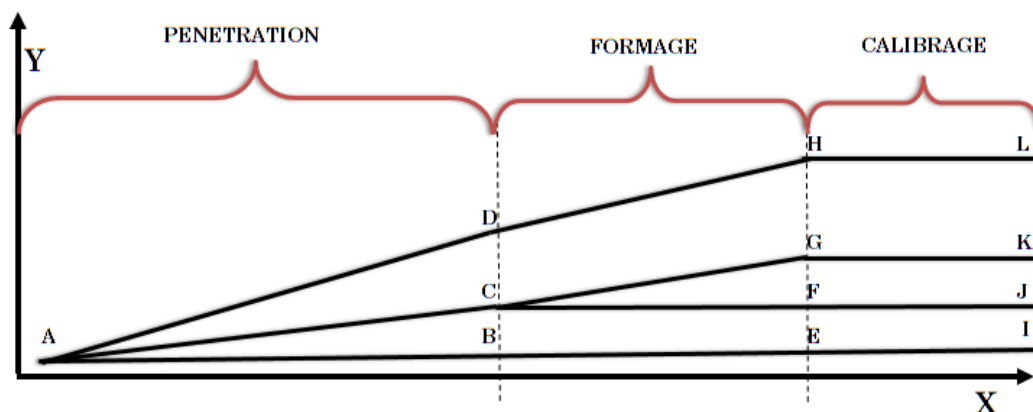


Figure 127 – Vue de dessus du coin pour désigner des profils intermédiaires

- Détails géométriques du coin : le processus **A_15** a pour objet de définir tous les profils intermédiaires du coin et leurs paramètres géométriques associés. Le

premier profil qui peut être déterminé est celui qui est complémentaire de la gorge à obtenir sur la préforme après laminage (IJKL). Il est constant dans la zone de calibrage (détails géométriques sur la Figure 128).

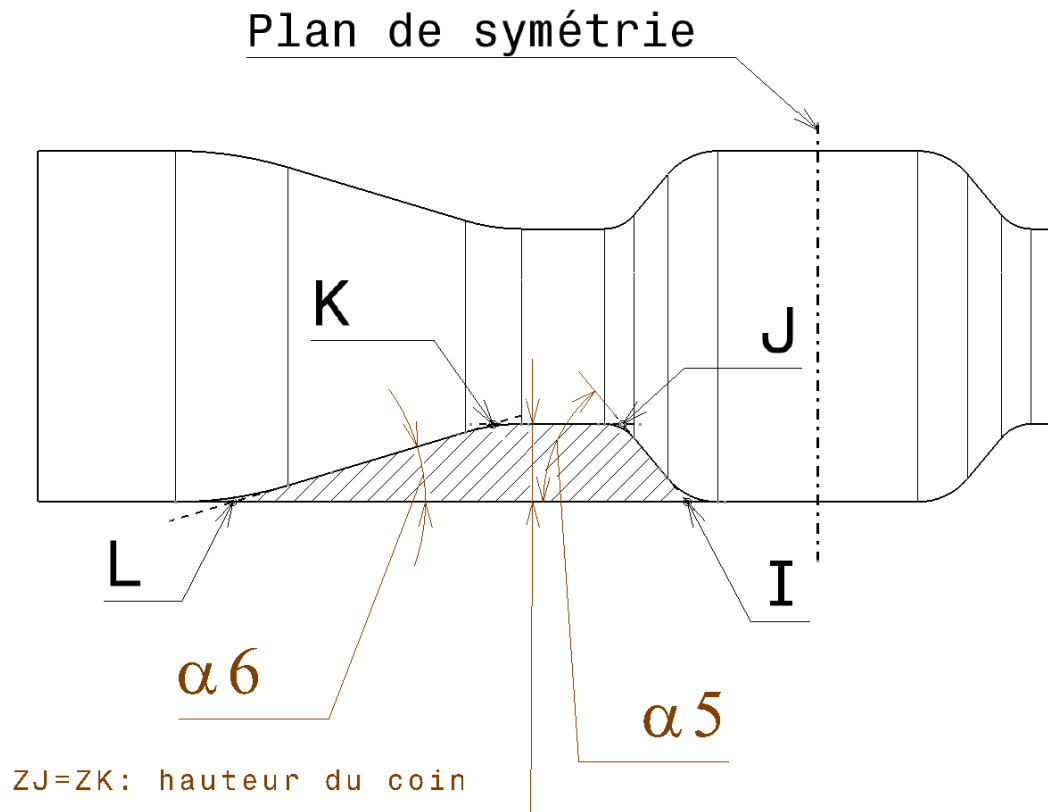


Figure 128 - Vue en coupe du profil de coin dans la zone de calibrage

Cette démarche logique impose les angles de formage ($\alpha 5$ et $\alpha 6$ visibles sur la Figure 128) ainsi que les longueurs LK, KJ, JI et les rayons d'arête à adopter. Les angles $\alpha 5$ et $\alpha 6$ nécessaires pour cette zone sont hors des limites acceptables selon certains auteurs et dans tous les cas, proches des limites supérieures et inférieures habituellement autorisées (règle P01 : $20^\circ < \alpha < 45^\circ$) ; il convient par conséquent de faire varier progressivement leur valeur afin que ces angles « interdits » soient présents sur la course la plus faible possible. C'est la raison pour laquelle, il existe un changement d'inclinaison des pentes entre la surface de mise en forme (S4) dont l'angle $\alpha 12$ est de 30° et la surface (S6) dont l'angle $\alpha 6$ est de 17° . La même remarque s'applique pour la surface (S3) qui sert de transition pour passer d'un angle $\alpha 21$ de 30° à un angle $\alpha 3$ de 50° . Ainsi la surface (S3) est une surface gauche dont l'angle de formage évolue de manière progressive et constante. Seul l'usage de la CAO permet de faciliter ce type d'opération et la transmission du fichier numérique décrivant la surface de mise en forme est nécessaire pour l'usinage de la matrice.

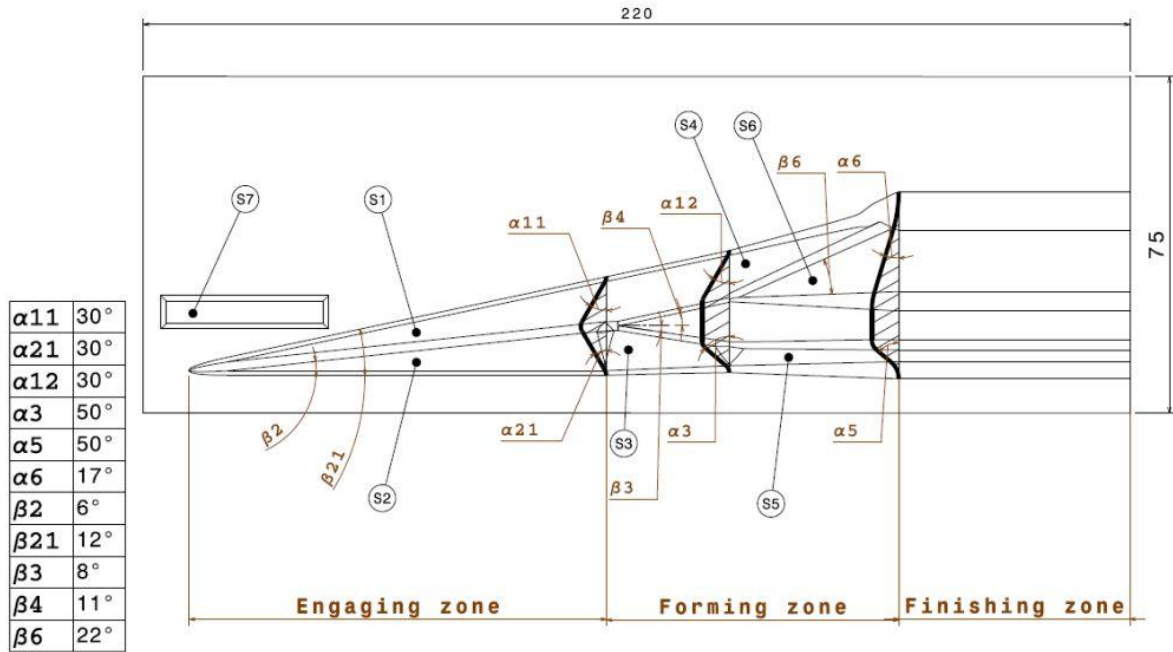


Figure 129 - Vue de dessus et détail des sections du coin de mise en forme

- Détermination des coordonnées de chaque point et projection en CAO (A 16) : chaque point remarquable appartenant aux profils intermédiaires fait ainsi l'objet du calcul de ses trois coordonnées (X=course, Y=largeur, Z=altitude ou hauteur). Les coordonnées sont contraintes entre elles, soit par des règles de trigonométries, soit par l'application des règles de conception énoncées précédemment (par exemple : la zone de pénétration ne doit pas être inférieure à un demi-tour de périmètre roulant du lopin). Le Tableau 42 donne le détail du calcul de chaque point jugé remarquable pour définir le coin. A chaque coordonnée correspond une justification sur la nature de la ou des contrainte(s), prise(s) en compte pour son calcul.

Point	Coord.	Valeur [mm]	Description	Justification
A	XA	5,0	Lieu de début de la réduction de diamètre	Départ décalé pour permettre le placement du lopin dia=27mm ; Choix approximatif (chanfrein classique 11x10°)
	YA	4,0		Instruction de départ YA=5mm donnant lieu à YC=15,4mm ; Csq volume à repousser vers le centre de lopin = trop important ; Application d'un déport correctif vers Y décroissant: Choix YA=4mm
	ZA	0,0		Sur le plan de roulement
B	XB	102,9	Fin de Pénétration	= Course de pénétration
	YB	4,0		Idem YA
	ZB	0,0		Sur le plan de roulement
C	XC	102,9	Fin de Pénétration	= Course de pénétration
	YC	14,4		Contrainte = atteindre ZC avec un angle alpha1=30° maxi depuis le point B ; $YC=ZC/\tan(\alpha_1)+YB$
	ZC	6,0		Altitude de pénétration définie par la règle de principe P1 ; et le calcul de la règle géométrique G1

D	XD	102,9	Fin de Pénétration	= Course de pénétration
	YD	24,8		$Beta2=12,0^\circ$ instruction ; $YD=(XB-XA)*(\tan(beta2*pi()/180))+YA$
	ZD	0,0		Sur le plan de roulement
E	XE	168,5	Fin de Mise en Forme	= Course de mise en Forme
	YE	5,0		idem YI
	ZE	0,0		idem ZI
F	XF	168,5	Fin de Mise en Forme	= Course de mise en Forme
	YF	10,0		Idem YM
	ZF	6,0		Idem ZM
G	XG	168,5	Fin de Mise en Forme	= Course de mise en Forme
	YG	20,0		largeur de la gorge sur la préforme = largeur finale
	ZG	6,0		Idem ZK
H	XH	168,5	Fin de Mise en Forme	= Course de mise en Forme
	YH	31,4		défini par YA et YL, Th de Thalès appliqué à la course XH
	ZH	0,0		Sur le plan de roulement
I	XI	220,0	Fin de Calibrage	Profil défini comme le négatif de la préforme
	YI	5,0		Défini par le profil de préforme en tenant compte d'une cale de 10mm ; en partie centrale comme standard de montage entre les deux demi-matrices
	ZI	0,0		Sur le plan de roulement
J	XJ	220,0	Fin de Calibrage	Profil défini comme le négatif de la préforme
	YJ	10,0		Défini par le profil de préforme en tenant compte d'une cale de 10mm ; en partie centrale comme standard de montage entre les deux demi-matrices
	ZJ	6,0	(Diam Init - Diam Final)/2	Règle Géométrique (G1)
K	XK	220,0	Fin de Calibrage	Profil défini comme le négatif de la préforme
	YK	20,0		Défini par le profil de préforme en tenant compte d'une cale de 10mm ; en partie centrale comme standard de montage entre les deux demi-matrices
	ZK	6,0	(Diam Init - Diam Final)/2	Règle Géométrique (G1)
L	XL	220,0	Fin de Calibrage	Profil défini comme le négatif de la préforme
	YL	40,0		Défini par le profil de préforme en tenant compte d'une cale de 10mm ; en partie centrale comme standard de montage entre les deux demi-matrices
	ZL	0,0		Sur le plan de roulement
M	XM	130,7	Repoussage vers le centre du lopin	$Beta3 = 9^\circ$ instruction ; $XM=(YM-YC)/(\tan(9*pi()/180))+XC$
	YM	10,0		changement d'inclinaison de la pente du coin de mise en forme pour passer de 30° vers $50,2^\circ$; $YM=ZM/\tan(50,2^\circ)+YN$
	ZM	6,0		Idem ZC, pas de pénétration supplémentaire en diamètre
N	XN	130,7	Base du repoussage vers centre du lopin	Idem XM
	YN	5,0		adaptation de YA vers YI
	ZN	0,0		Sur le plan de roulement
O	XO	130,7	Repoussage pour former le fond de la gorge sur préforme	Idem YM
	YO	19,3		$beta4= 10^\circ$ instruction; $YO=YC+tg\ beta4*(abs(XO-XC))$
	ZO	6,0		idem ZK

Tableau 42 - Détail des calculs des coordonnées des points remarquables du coin de mise en forme

- Première boucle de correction : insertion d'un profil intermédiaire en cours de conception : la nécessité d'insérer un nouveau profil intermédiaire trapézoïdal

avec les points remarquables N, M, O s'est imposé en cours de conception pour les raisons suivantes :

- (1) le choix des angles d'étirement β dans la zone de pénétration ainsi que dans la zone d'étirement ne respectait pas les limites autorisées par le paramètre $\tan \alpha \cdot \tan \beta$, la longueur disponible sur l'outillage étant restreinte ;
- (2) l'obligation d'insérer des surfaces gauches pour faire évoluer l'angle de formage α entre C et F (de α_{21} vers α_3), ainsi qu'entre C et G (de α_{11} vers α_{12}) ; avec l'adjonction d'un nouveau profil intermédiaire, un repoussage de matière est introduit entre C et N ;
- (3) la nécessité de terminer l'opération de formage du profil KJ (=GF=OM) avant son calibrage, tout en continuant la mise en forme par la surface (S4) s'effaçant progressivement devant (S6).

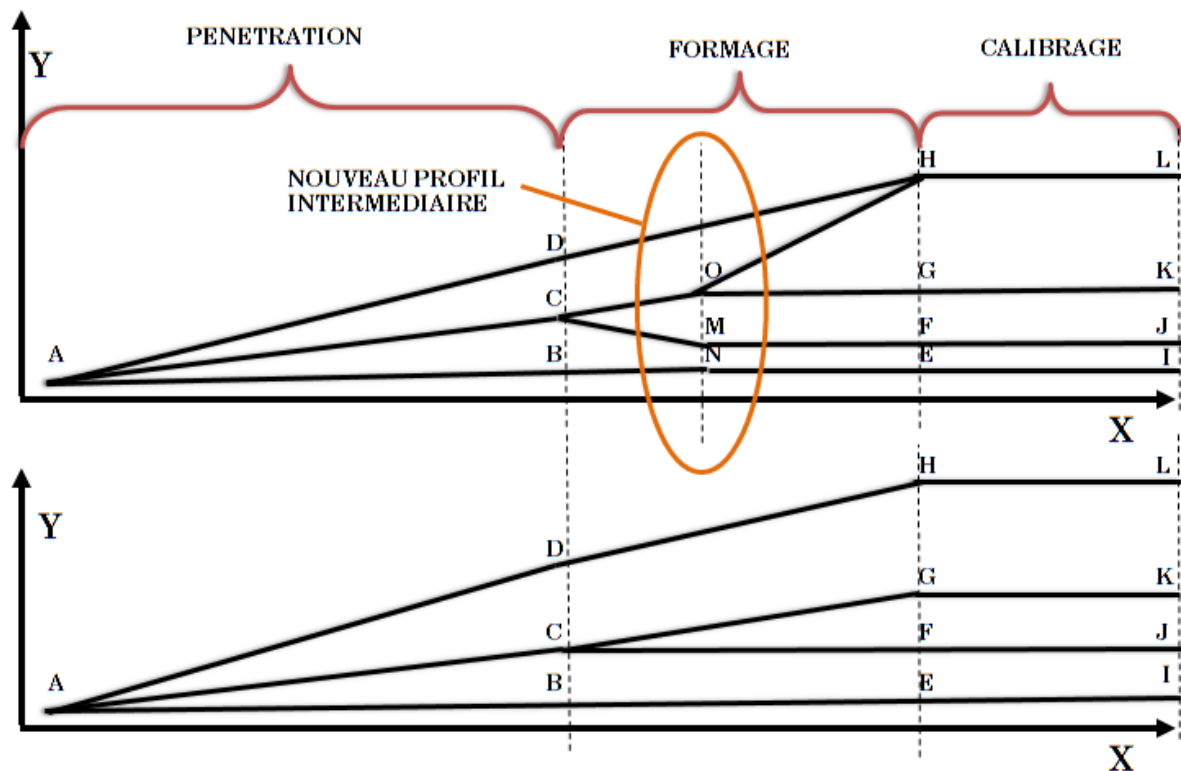


Figure 130 – Vue de dessus du coin pour désigner des profils intermédiaires

Le profil intermédiaire « NMO » induit une difficulté supplémentaire car ce choix entraîne un repoussage de matière vers le centre de la pièce, ce qui est à éviter en raison de la génération d'efforts antagonistes.

- Autre correction : positionnement relatif du profil de pénétration et du profil de formage : la conception du profil de pénétration BCD implique de déterminer sa position idéale par rapport au profil suivant EFGH afin de répartir les volumes de matière là où ils seront nécessaires pour respecter la répartition finale attendue. L'angle de formage α est choisi à 30° pour éviter d'une part les problèmes de glissement (angles trop élevés) et également les problèmes d'efforts dirigés vers le cœur de pièce (angles trop faibles). Cette valeur de 30° correspond à une stabilité reconnue (règle P01). Ensuite, le profil du coin de pénétration est choisi symétrique afin d'équilibrer les efforts latéraux (Figure 131, positions (1a), (1b), et (1c)). Deux possibilités se présentent alors : soit, le profil BCD est calé de

manière à centrer le profil de pénétration sur le point F (F et J alignés, position (2)), soit le profil est calé de manière à faire coïncider la base du profil triangulaire avec le point I (B et I ont la même coordonnées Y, position (3)). La première solution conduit à un manque de matière en partie centrale de pièce (2), la seconde solution conduit à opérer un repoussage de l'excès de matière (3). Le compromis permettant la conservation du volume de matière par repoussage est finalement retenu (4).

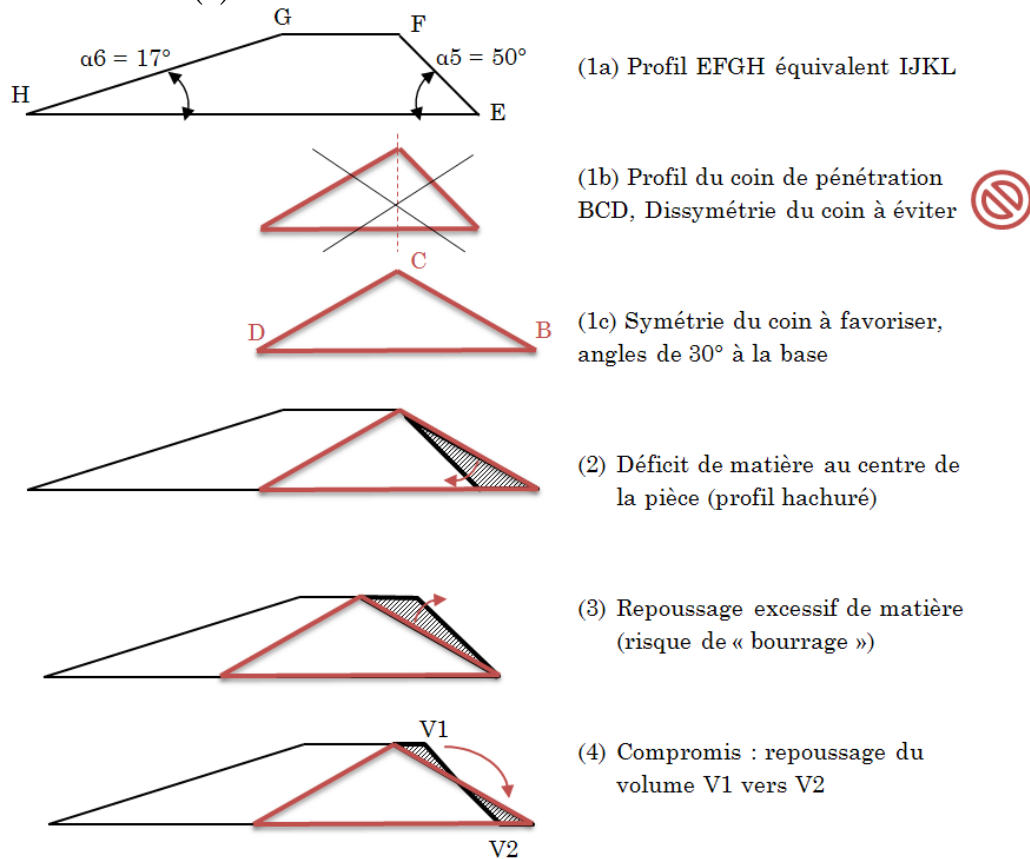


Figure 131 - Principe de positionnement relatif entre les profils de pénétration et de formage

- Vérification des critères de faisabilité (A 17) : tous les critères cités dans les sous-procédures (A1) et (A2) doivent être validés en fin de procédure ; ils sont considérés comme incontournables : (1) faisabilité matière : rhéologie / tribologie, (2) faisabilité encombrement outillage et géométrie de lopin, (3) faisabilité ratios de réduction de diamètres, (4) faisabilité « angles » inclus dans le domaine de fonctionnement. La vérification de tous les critères se fait en phase finale de conception afin de valider la non-interférence de certains choix sur d'autres critères. Il arrive en effet que les modifications intervenant en cours de conception sur la valeur des courses ou des angles entraînent la disqualification d'un des critères basé sur les paramètres choisis initialement. C'est ainsi que la phase de conception peut devenir un problème d'optimisation. Cette question est notamment abordée par Weronski et Pater [WEP92] et [PAT03] sur des critères tels que les efforts, les rendements, le nombre de tour etc. A côté des critères de faisabilité incontournables, comme par exemple, le nombre de tour(s) effectué(s) par la pièce qui doit vérifier une valeur minimale. Il est possible d'ajouter de nouveaux critères propres à la pièce étudiée, comme par

exemple une règle plus restrictive sur l'angle de formage liée au matériau choisi. La question de l'optimisation va par conséquent devenir complexe et nécessite l'automatisation des calculs pour prendre en compte la totalité des contraintes imposées et les poids relatifs de ces contraintes. Cet aspect de l'optimisation n'a pas été développé dans cet exemple du balustre, ni même dans le cadre de cette thèse. Il est exposé pour illustrer la complexité des opérations à mettre en œuvre pour répondre à un cahier des charges très restrictif.

Dans cet exemple du « balustre », les critères suivants sont vérifiés :

- L'encombrement d'outillage de 150 x 220mm fixé comme contrainte ;
- Les critères sur les angles α ($17^\circ \dots 50^\circ$), β ($6^\circ \dots 12^\circ$) et γ (3°) ;
- Le critère $0,04 < \tan \alpha \cdot \tan \beta < 0,08$ (règle P08);
- Les courses minimales à garantir pour chacune des trois zones de mise en forme (Course de pénétration = 1,2 tour, Course de formage = 0,77 tour, course de calibrage = 0,6 tour)
- Le ratio de réduction maximal de 44%

Ne sont pas vérifiés :

- L'angle $\beta_6 = 22^\circ$ est hors limites ; la course nécessaire pour laminier une pièce sans défaut devrait être plus élevée afin de diminuer cet angle de moitié.

Résumé des points remarquables pour la conception des matrices « balustre » :

« Optimisation » des courses de chaque zone de mise en forme faite d'une course globale suffisante sur la matrice ; Recours à des valeurs « forcées » hors limites ;

Compromis nécessaire d'opérer un repoussage vers le centre de la pièce à l'encontre des règles établies ;

Choix de ne livrer la matrice qu'avec un minimum de stries sur la zone de pénétration et en début de formage pour observer l'influence de la texture de surface.

4.3.2 Identification de défauts de forme par simulation numérique

La simulation par éléments finis avec le logiciel FORGE© a été utilisée afin de constater l'apparition éventuelle de défauts de forme et également d'estimer l'amplitude des déformations angulaires sur la pièce. La recherche de défauts internes de type cavité n'est pas un objectif dans la mesure où ce risque est jugé « faible » ; en effet tous les facteurs de risque connus restent à un niveau peu élevé et le faible nombre de tour de pièce ne vient pas aggraver ce risque. De plus la mise en place d'une détection d'endommagement est délicate car elle nécessite l'application d'un critère ayant fait ses preuves avec un niveau de seuil identifié ; ce genre de critère n'est que trop peu développé jusqu'ici en laminage transversal pour s'appuyer dessus avec une espérance de résultats élevée.

La mise en évidence d'un défaut de forme est obtenue ici par simulation numérique dès la phase de conception. Ce défaut se trouve en peau de pièce, uniquement sur une portion angulaire du périmètre de pièce. Il s'apparente à une vrille de surface, inclinée d'un angle d'environ 45° par rapport à l'axe longitudinal de la pièce finie et constitue une sorte d'épaulement local. Ce « décrochement » est une discontinuité de la géométrie de surface qui risque d'induire d'autres défauts ultérieurement si la préforme devait subir d'autres opérations de forge. Ce défaut est fort probablement dû à la présence d'une rupture d'inclinaison de pente entre les plans (S4) et (S6) visibles sur la Figure

129. Cette transition entre les deux plans induit une double risque de défaut : d'une part parce que l'opération de formage effectuée par le plan (S4) d'angle $\alpha_{12} = 30^\circ$ n'est pas terminée, que l'opération de calibrage par le plan (S6) débute déjà ; d'autre part parce que l'utilisation d'un angle $\beta_6 = 22^\circ$ est incorrecte et tend à étirer la matière trop fortement à cet endroit. Ce défaut est visible sur la Figure 132 (a) et (b) avec une relative faible amplitude, mais pourrait déjà à ce stade faire l'objet d'une correction de géométrie d'outillage car les règles de conception édictées ont sciemment été enfreintes. Cependant, il n'est pas possible de modifier ce défaut étant donné que la longueur maximale disponible pour implanter la matrice est insuffisante. L'obligation qui est faite de « condenser » les opérations de mise en forme successives jusqu'à les faire se chevaucher est la cause des défauts observés. Sur les pièces laminées sont observés non seulement les épaulements plus marqués, engendrés par la transition d'angle $\alpha_{12} \rightarrow \alpha_6$ (Figure 132 (c)), mais également une légère striction qui provient de l'angle β_6 opérant un étirement supérieur à celui qui est acceptable pour ce matériau (Figure 132 (d)). Par cet exemple, la simulation numérique montre son aspect utilitaire et prédictif. Les pièces laminées comportent quasiment les mêmes défauts avec une amplitude supérieure. Il faut probablement chercher du côté du « calage » des paramètres de la mise en données de la simulation numérique comme étant la cause de cet écart sur l'importance du défaut. Également, un travail sur l'affinement de la taille de maille serait très probablement judicieux.

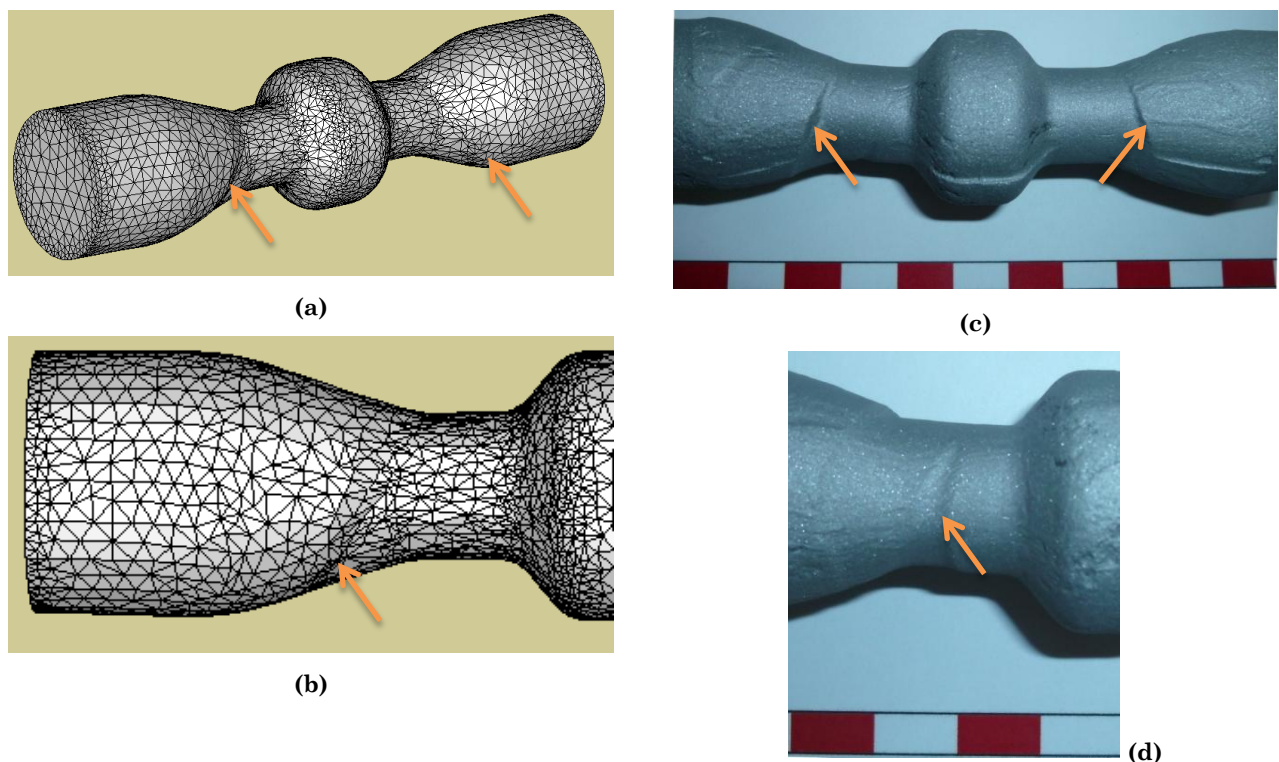


Figure 132 - Comparatif des défauts de formes obtenus par simulation numérique et par la fabrication de pièces balustre 9026 de diamètre extérieur 27mm (échelle alternée = 10mm)

4.3.3 Mise en évidence de déformations angulaires

L'étude des déformations angulaires au sein des pièces balustres a été menée plus spécifiquement en lien avec la texture de surface des matrices et a fait l'objet d'une communication en conférence [MLB11].

Comme cela est présenté au chapitre 3.3, le défaut de « torsion » résulte principalement de la différence d'efforts tangentiels agissant sur les différentes portions de la pièce de par les variations de diamètres, les dissymétries de texture de surface, les différents comportements locaux de roulement/glissement. Ce défaut est mis en évidence numériquement ou expérimentalement par la visualisation après laminage de la déformation subie par une ligne, initialement rectiligne, et tracée sur une génératrice du lopin.

4.3.3.1 Approche par la simulation numérique

La géométrie d'outillage développée au paragraphe précédent (Figure 129) est employée pour simuler les effets engendrés numériquement par la variation du coefficient de frottement. La loi de frottement de type viscoplastique Norton-Hoff (59) est reprise pour cette étude :

$$\tau(V_g) = -\alpha_f \cdot K_f \cdot \|\Delta V_g\|^{p_f-1} \cdot \Delta V_g \quad (59)$$

avec

$\tau(V_g)$: cission locale au contact pièce/outil

V_g : composante de la vitesse relative de glissement

α_f coefficient de frottement

K_f : consistance du matériau du lopin

p_f : coefficient de sensibilité à la vitesse de glissement pris égal à 0,15 pour des aciers

L'hypothèse sur laquelle se base cette étude consiste à dire que la valeur du coefficient de frottement représente le caractère plus ou moins marqué de la texture de surface. C'est-à-dire que des stries profondes et fréquentes auront tendance à faire adhérer la matière, donc à correspondre à un coefficient de l'ordre de 0,9 à 1, alors que des stries fines et espacées correspondront plutôt à un faible coefficient de l'ordre de 0,2 à 0,1. Le cas où $\alpha_f = 0$ étant un glissement parfait. Des zones spécifiques sont définies sur l'outillage conformément à la Figure 133 et pour chacune d'entre elles un coefficient de frottement est assigné selon les configurations décrites dans le Tableau 43.

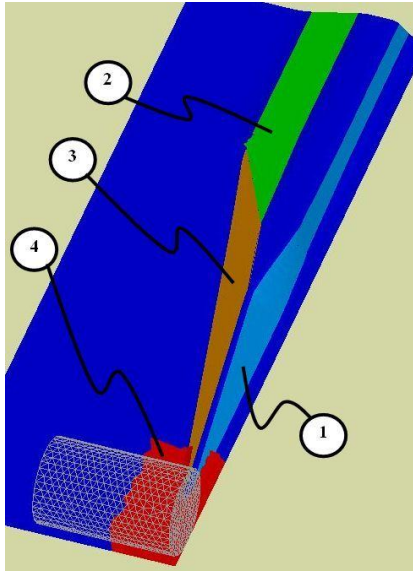


Figure 133 - Vue d'ensemble des zones spécifiques de frottement

Configurations	Valeurs de α_f		
	Zone 1	Zone 2, 3 et 4	Zone 5
A	0,6	0,7	0,3
B	0,65	0,7	0,3
C	0,7	0,7	0,3
D	0,8	0,7	0,3
E	0,7	0,7	0,7

Tableau 43 - Détail des configurations testées et des coefficients de frottement associés

Pour la mise en données dans le logiciel FORGE©, les paramètres retenus sont listés dans le Tableau 44.

Paramètres	Détails
Lopin	Ø 27 mm, Lg 43,5mm Loi rhéologique de type Hansel-Spittel issue de la base de données FORGE pour un acier C14 Température initiale: 1000°C Éléments tétraédriques, taille de maille constante de l'ordre de 2mm
Matrices	Surfaces de mise en forme importées au format STL Éléments triangulaires, taille de maille constante de l'ordre de 1,5 à 3,5mm Zones de frottement définies selon la Figure 133 et le Tableau 43 Température initiale: 150°C Echanges thermiques par conduction sur l'outillage et convection dans l'air.
Discretisation en temps	Runge-Kutta 2
Remaillages	Tous les 20 incréments de calcul

Tableau 44 - Paramètres de la mise en donnée FORGE©

Les résultats obtenus pour chaque configuration sont caractérisés sur le plan dimensionnel et sur le plan de l'amplitude des déformations angulaires. En ce qui concerne la géométrie des pièces, les longueurs et diamètres caractéristiques obtenus sur les pièces « numériques » sont en bon accord avec les plans et les préformes laminées. La différence maximale mesurée est inférieure à 1mm.

Concernant l'analyse des déformations, elle est facilitée par l'exploitation des résultats associés à deux rangées de 21 capteurs numériques disposés en lignes diamétralement opposées l'une à l'autre. Les résultats collectés pour chacun de ces capteurs permettent le calcul du centre local de rotation (car les sections sont déformées et non circulaires) et également du rapport de réduction de rayon local pour chaque section, qui est défini par la relation :

$$\Delta R = (R_0 - R_i)/R_0 \quad (80)$$

Dans cette équation, R_0 représente le rayon initial et R_i le rayon local après déformation. La déformation angulaire est également calculée pour chaque capteur et sa valeur maximale après déformation est désignée par θ_t (Figure 134).

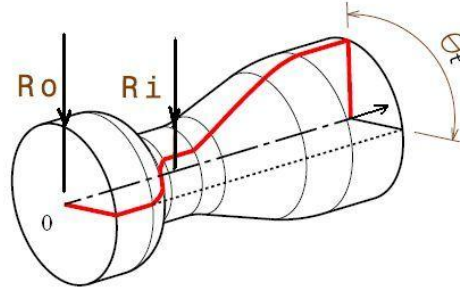


Figure 134 - Définition de la déformation angulaire et du rayon local Ri

L'évolution du rapport de réduction de rayon le long de l'axe de pièce est représentée sur la Figure 135. De la même manière, la déformation angulaire pour chaque configuration est représentée sur la Figure 136.

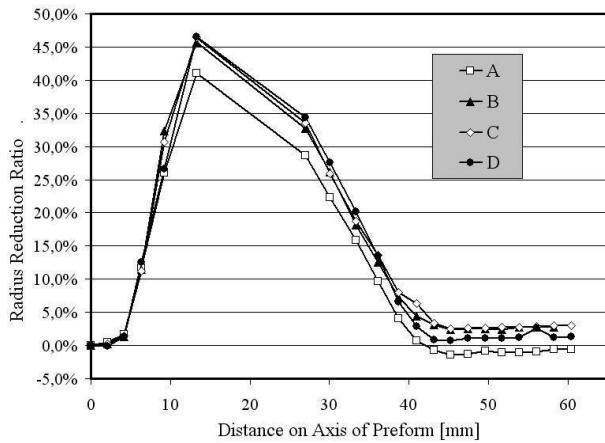


Figure 135 - Evolution du rapport de réduction de rayon le long de l'axe de pièce

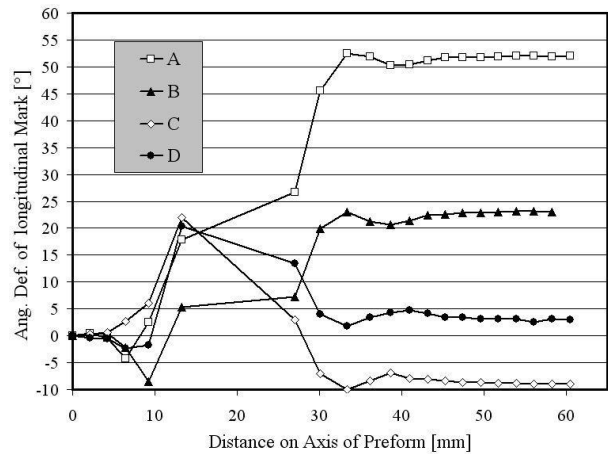


Figure 136 - Evolution de la déformation angulaire le long de l'axe de pièce

Les grilles de marquages calculées en fin de course sont présentées sur la Figure 145.

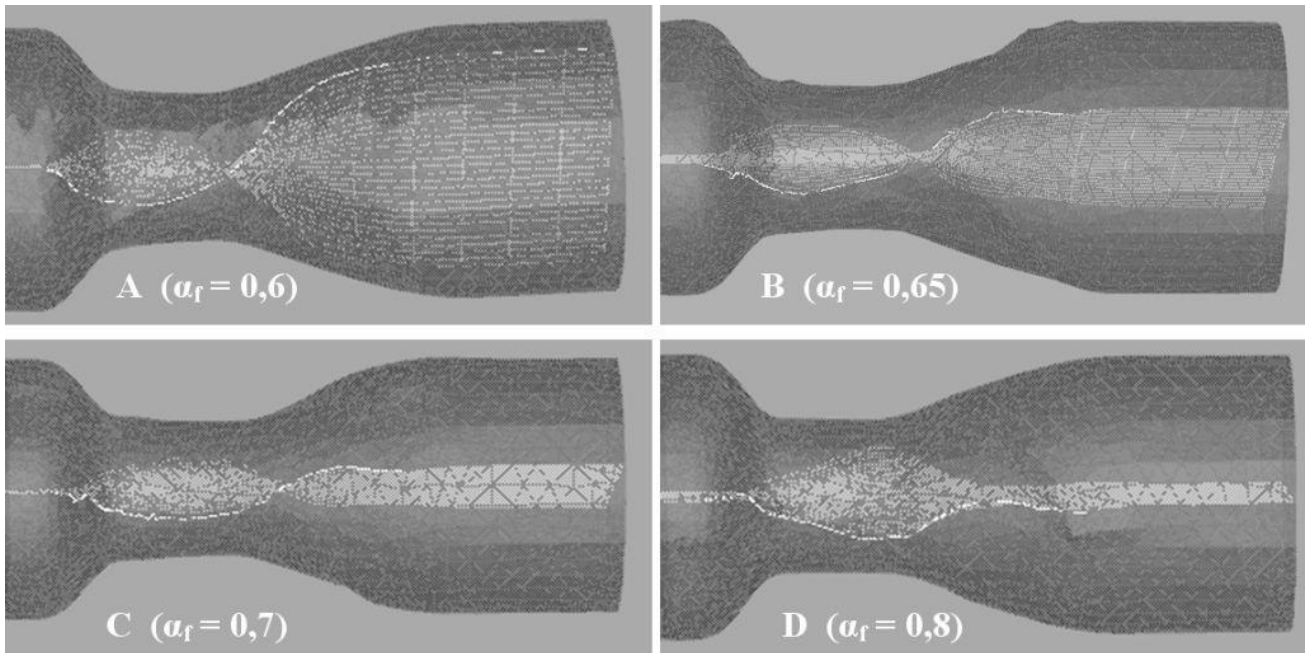


Figure 137 - Visualisation des grilles de marquage pour les configurations A, B, C et D

4.3.3.2 Approche expérimentale qualitative sur le rôle de la texture de surface

Les matrices conçues pour réaliser les préformes balustres ont été fabriquées sans appliquer de stries sur les flancs des coins dans la deuxième moitié de la course (Figure 139). Ce choix est posé pour vérifier d'une part l'incidence d'un changement de texture de surface (stries \rightarrow absence de stries) sur le maintien du roulement de pièce et d'autre part afin d'estimer qualitativement quelle texture doit être appliquée pour garantir le roulement de pièce (qualité des stries : orientation, profondeur, écartement...). Des essais sont réalisés avec des lopins en acier C17, de diamètre 27mm chauffés à 1000°C. Plusieurs préformes sont engagées entre les matrices, en mouvement à une vitesse tangentielle de l'ordre de 30mm/s et le roulement de pièce se déroule correctement tant que celles-ci n'ont pas pénétré la partie de la course exempte de stries. Le glissement de la pièce intervient alors « systématiquement ». Des stries sont ensuite appliquées manuellement par l'intermédiaire d'une meule conique fine sur les faces latérales des coins dans les zones non-striées qui sont visibles sur la Figure 139. L'outillage étant traité pour une dureté de surface de 42 à 45HRC, les modifications sont irrégulières, délicates à réaliser et peu profondes. Cependant une amélioration des propriétés entraînant le roulement est observée, les pièces sont obtenues avec un roulement complet tout le long de la course.



Figure 138 - Vue de dessus des demi-matrices en fin de fabrication

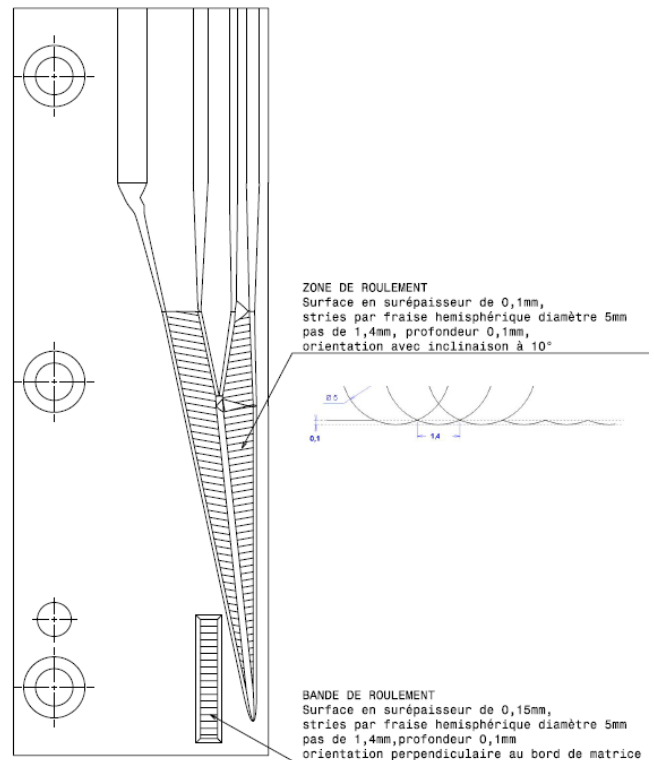


Figure 139 - Détail des spécifications pour les zones d'entraînement

Les pièces réalisées présentent des profils de déformations irréguliers, avec parfois une légère striction comme cela est déjà présenté sur la Figure 132, vues (c) et (d).

Par ailleurs, la génération de déformations angulaires résiduelles au sein des pièces obtenues par laminage transversal est mise en évidence par une technique expérimentale dont le protocole est le suivant :

- Un lopin cylindrique identique à ceux prévus par le cahier des charges est usiné de manière à obtenir une rainure longitudinale en surface, parallèlement à l'axe du lopin ;
- Cette rainure est suffisamment profonde pour accueillir une ou plusieurs passe(s) de rechargement d'un métal d'apport composé d'une nuance de matière légèrement différente de celle du lopin ; sa largeur est la plus fine possible et son profil le plus rectiligne possible ;
- Une fois le rechargement terminé, la surface est arasée de manière à reconstituer le cylindre d'origine ;
- Le laminage se déroule ensuite dans les conditions opératoires définies comme optimales pour l'obtention d'une pièce de haut niveau de qualité ;
- Suite au refroidissement et au nettoyage de la pièce par sablage ou équivalent, le profil déformé de cette rainure apparait soit directement de manière évidente, soit par une révélation avec une attaque acide de type Nital 4% ou toute autre réactif convenable pour différencier les matériaux en présence ;

Un lot d'une dizaine de préformes est préparé selon le protocole décrit précédemment et la visualisation des profils de déformation est obtenue par une révélation avec un réactif Nital 4%. Aucun des profils observés n'est identique d'une pièce à l'autre, aussi bien en ce qui concerne la régularité par symétrie centrale (chiralité) de chaque pièce qu'en ce qui concerne la répétabilité attendue d'une pièce à l'autre (voir Figure 140).



Figure 140 - Profils de déformations angulaires observés sur des préformes balustres (les profils sont accentués par un marqueur pour une meilleure visualisation)

Cette forte variation des profils de déformations montre la variété de l'histoire des déformations et d'entraînement de chaque pièce. Ceci est à rapprocher des glissements irréguliers et courts observés durant le laminage de certaines pièces. Ce fonctionnement erratique indique que la configuration adoptée pour le laminage n'est pas stable.

4.3.3.3 Conclusions de l'étude de cas préforme « balustre »

De nombreuses conclusions peuvent être tirées des investigations numériques et expérimentales. En ce qui concerne les pièces laminées sur le banc d'essais :

- Les dissymétries observés témoignent des irrégularités des textures de surface appliquées sur les coins de mise en forme de l'outillage ; Les glissements interviennent de manière intempestive et incontrôlée ;
- Les instabilités de roulement proviennent de textures insuffisamment marquées en ce qui concerne la profondeur, l'acuité, l'espacement, la régularité des stries ; Elles engendrent des irrégularités sur l'histoire des déformations, car il existe des déformations d'amplitude importante très localisées alors que d'autres profils n'affichent quasiment pas de variation angulaire ;
- Malgré les irrégularités sur l'histoire des déformations thermomécaniques, la géométrie globale de pièce est sensiblement identique d'une préforme à l'autre ; ceci tend à montrer que ce procédé de fabrication peut générer des pièces conformes géométriquement mais dont les champs de contraintes résiduelles pourront être disparates d'une pièce à l'autre ;
- Bien que le fibrage des pièces ne soit pas examiné dans cette étude, il est fort probablement impacté par ces déformations irrégulières, ce qui est un défaut notoire de qualité de pièce ;
- Le besoin de symétries sur une pièce engendre la nécessité de maîtriser des textures de surfaces régulières, constantes et répétables d'une matrice à l'autre ;

Par exemple, dans le cas de cette étude il est nécessaire de reproduire des textures comparables sur les quatre demi-matrices ; ceci constitue un verrou important, tant lors de la mise au point d'outillage, qu'en terme de maintien du niveau de qualité pendant la production de série ;

En ce qui concerne les résultats obtenus par simulations numériques :

- Les dimensions géométriques des pièces obtenues par simulation numériques sont proches de celles obtenues sur des préformes laminées. Cette validation géométrique est renforcée par les résultats obtenus sur les rapports de réduction de rayon dont les valeurs, visibles sur la Figure 135, sont de l'ordre de 45% et remarquablement identiques pour les configurations B, C et D.
- La configuration A présente un rapport de réduction de 40% qui reste jusqu'à présent sans explication. La déformation en torsion peut atteindre un angle de 50° pour la configuration A (Figure 136).
- La configuration la plus réaliste en regard de ce qui est obtenu expérimentalement est la configuration C, ce qui correspond à un coefficient de frottement de 0,7 sur toutes les zones de frottement. Cette configuration présente une grille de marquage comparable aux profils observés sur les préformes « réelles ».
- La valeur de 0,7 semble être critique dans la mesure où les déformations engendrées pour des configurations où le coefficient est inférieur sont trop importantes.
- Les résultats de la configuration E pour laquelle le coefficient est homogène et égal à 0,7 pour toutes les zones sont comparables à la configuration B. L'angle maximal de torsion est alors d'environ 20°.

D'une manière générale, cette étude de cas permet de tirer les enseignements suivants :

- Le rôle des stries est prépondérant pour garantir le roulement dans la direction de laminage et faciliter le glissement dans la direction longitudinale de la pièce. Une **anisotropie du frottement** est par conséquent nécessaire, c'est pourquoi le mot texture semble approprié pour parler de l'état de surface propre à réaliser des pièces correctes en laminage transversal. L'implémentation d'un frottement anisotrope dans le code de calcul FORGE© est probablement une étape qui permettra d'améliorer le caractère prédictif des déformations.
- La loi de frottement viscoplastique confirme son utilité pour la simulation numérique du laminage transversal, avec dans le cas de l'acier C14 à 1000°C un calage préférentiel du coefficient de frottement à 0,7 pour les zones striées et une valeur de 0,3 pour les autres surfaces sans texture particulière.
- Il est nécessaire de préciser que la **vitesse tangentielle des outillages** est de l'ordre de 30mm/s pour les essais décrits ici ; cette amplitude n'est pas représentative de ce qui est appliqué classiquement en milieu industriel. Les laminoirs utilisés pour la production industrielle appliquent des vitesses nominales de l'ordre de 500 à 600mm/s et peuvent parfois atteindre des valeurs maximales de 1200 mm/s. Les effets de possibles glissements et les variations de vitesses qui sont alors induites, sont d'autant plus critiques pour le contrôle du roulement de pièce que le laminage est rapide.
- La technique consistant à **observer la fibre externe formée d'un autre matériau** est généralement employée pour contrôler la qualité de mise au point

d'un outillage ; elle garantit une assez bonne conservation des propriétés d'origine du lopin. Sa mise en œuvre est relativement simple et rapide. Les résultats obtenus, s'ils sont répétables, permettent directement de vérifier la similitude des comportements de part et d'autre d'une matrice symétrique. L'amplitude des déformations permet de juger de l'importance de la torsion des fibres en peau de pièce. La modification de texture de surface permet généralement d'influer sur l'aptitude locale de la surface de matrice à transmettre des efforts par adhérence ou à relâcher le frottement et autoriser l'écoulement de matière.

La différence de vitesse tangentielle est nécessaire pour assurer le contact pièce/outil sans glissement. Cette différence de vitesse engendre la variation de la contrainte tangentielle qui transmet ainsi des moments de torsion et génère des contraintes au sein de la pièce. Cela entraîne le glissement relatif pièce/outil et/ou la déformation angulaire de la pièce. Par conséquent, la texture de surface détermine localement les mécanismes générés à l'interface le long du contact pièce/outil. Ceci est mis en évidence par la simulation numérique ainsi que par les résultats expérimentaux. La maîtrise des conditions tribologiques à l'interface pièce/outil sur les différentes zones de l'outillage est donc une difficulté réelle qui est notamment responsable des temps relativement long de mise au point d'outillage en phase de réception des outillages de production. La tolérance du procédé aux conditions tribologiques, démontrée aussi bien numériquement qu'expérimentalement, est une source de manque de robustesse de la méthode aussi bien lors de la mise en production que face à l'usure d'outillage intervenant au cours de leur vie. La même géométrie de pièce peut être obtenue bien que les chemins de déformations et probablement les états microstructuraux ainsi que les paramètres relatifs à l'état de contraintes peuvent varier en raison des paramètres tribologiques.

4.4 Analyse de pièces « industrielles »

Les exemples utilisés dans les publications sont assez rares ; ils traitent majoritairement d'une part, des arbres de boîte de vitesse et d'autre part, des préformes de bielles. Ces deux types de pièces sont repris dans ce paragraphe pour être analysés.

4.4.1 Arbres de boîte de vitesse

Les retours d'expériences en matière de projets industriels interrompus sont relativement difficiles à collecter. Trois projets sont ici répertoriés qui se sont révélés être abandonnés après développement au stade prototype. Le dernier exemple semble être exploité en production de série.

4.4.1.1 Arbre Toyota

Au cours de travaux préparatoires pour la préparation d'un projet de recherche sur le laminage transversal, un interlocuteur de la société Toyota a brièvement cité un exemple concernant l'industrialisation au début des années 2000, d'un arbre primaire de boîte de vitesse de faible diamètre. Le brut de forge a été produit par laminage transversal en phase d'avant-projet ; la pièce n'a finalement pas été réalisée par ce procédé, les conclusions de l'étude étant les suivantes :

- les gains réalisés sur le coût de revient ne sont pas suffisants pour des petites pièces ;
- le niveau de tolérance atteint a été jugé trop bas ;
- une hétérogénéité de la limite élastique a été constatée au sein des pièces ;
- une usure trop importante des outillages a été observée, les cotes d’outillage étant hors tolérance après 1 mois de production.

Se basant sur cette expérience, le constructeur automobile reste prudent sur les champs d’applications et s’intéresse actuellement à la mise en forme de pièces creuses.

4.4.1.2 Arbre Renault

A plusieurs reprises dans ce manuscrit, il est fait référence au cas d’un arbre primaire de boîte de vitesse présenté par Piedrahita et al. dans différents articles [PGAC05], [PGAC06], [PIE06]. Quelques détails concernant cette pièce sont rassemblés dans le Tableau 45. Une difficulté majeure citée par l’auteur est l’apparition de porosités à l’intérieur des pièces par effet Mannesmann ainsi que d’un défaut débouchant à l’une des extrémités de pièce (voir notamment la figure 89). Une étude numérique FORGE© basée notamment sur un plan d’expérience montre selon ces auteurs :

- Un haut niveau de contrainte concentrée de l’ordre de 80MPa [PGAC06] ;
- Dans les zones des défauts la déformation équivalente et les variables d’endommagement ne sont pas particulièrement élevées [PIE06] ;
- La formation de porosités internes est la conséquence d’une combinaison de la contrainte équivalente et de la pression hydrostatique [PIE06]
- Le frottement critique est estimé à $\alpha_f = 0,2$ à $0,3$ et les surfaces striées sont affectées d’un coefficient $\alpha_f = 0,8$

Une étude de sensibilité aux paramètres géométriques du coin de mise en forme (Figure 141) présente l’influence observée sur la déformation équivalente $\bar{\epsilon}$, la pression hydrostatique P, le critère d’endommagement de Latham et Cockcroft, la contrainte équivalente de Von Mises et le glissement exprimé par la relation (81).

Diamètre maximum approximatif	60mm
Longueur approximative	420mm
Matériau	27MnCr5
Vitesse des outillages	500mm/s

Tableau 45 - Paramètres caractéristiques de l'arbre [PIE06]

<i>Main effects of tools geometry:</i>			
	α	β	ΔA
$\nabla \bar{\epsilon}$	\blacktriangle	\blacktriangle	\blacktriangledown
$\blacktriangle P$	\blacktriangle	\blacktriangle	\blacktriangle
$\nabla L \& C$	\blacktriangle	\blacktriangle	\blacktriangledown
$\nabla \sigma_{eq}$	\blacktriangle	\blacktriangledown	\blacktriangle
$\nabla Slip$	\blacktriangledown	\blacktriangledown	\blacktriangle

Example: Increasing α can reduce $\bar{\epsilon}$.

Figure 141 - Sensibilité aux paramètres géométriques d'après [PGAC05]



Figure 142 - Arbre de primaire de boîte de vitesse d'après [PIE06]

Par ailleurs, il est à noter qu'une figure présentée par Piedrahita [PIE06] affiche un fibrage macroscopique correspondant à plusieurs tours de déformation angulaire entre les deux extrémités de pièce qui semble irréaliste.

A notre connaissance cette pièce n'est pas fabriquée actuellement notamment pour la raison que les opérations ultérieures d'usinage semblent libérer une partie des contraintes résiduelles importantes en peau de pièce, engendrant des déformations angulaires trop sévères.

4.4.1.3 Arbre BMW

Un arbre creux de boîte 6 rapport, fabriqué par l'IWU Chemnitz, est présenté dans la chapitre 1 (Figure 14). Cet arbre a été développé entièrement jusqu'à son implantation dans une boîte prototype sur un véhicule. Il n'est pas actuellement produit car le niveau d'émission acoustique en service est trop élevé.

4.4.1.4 Arbre de sortie TEKFOR

La société TEKFOR basée à Cologne indique qu'elle fabrique en série un arbre de sortie de boîte 6 rapports par laminage transversal [SCWO10]. Le seul détail technique qui transparait dans cet article est la température de lopin chauffé par induction de l'ordre de 1240°C. La simulation numérique est réalisée avec le logiciel SIMUFACT.

4.4.1.5 Autres cas d'arbres

D'autres applications concernant des arbres de boîte de vitesse peuvent être consultées dans les articles de Sadko et Lorenz [SALO00a] et [SALO00b] ainsi qu'une traduction partielle dans [BON02]. Tsukamoto et al. présentent également dès 1982 des résultats concernant des arbres laminés pour trains d'engrenages MITSUBISHI [TMJ82]. Une étude de cet arbre laminé en tandem est présentée en 1984 [TMJT84]; la problématique de l'apparition de striction est notamment développée sur ce cas de pièce en production de série.

4.4.2 Les préformes de bielles et choix du matériau

L'amélioration du processus complet de fabrication de bielles pour moteur thermique dans l'automobile fait l'objet d'études permanentes. Ces dernières années ont vu l'introduction en nombre plus important d'études :

- sur les procédés d'obtention de bruts,
- sur le forgeage sans bavures,
- sur la mise en place de matériaux dits « sécables ».

Parmi les procédés qui se développent pour l'obtention de bruts, on trouve principalement les techniques de compression de poudres métallurgiques, le thixoforgeage et le laminage transversal comme procédé de préformage complété par un estampage. Le forgeage « sans bavures » vient compléter ensuite la gamme de ces techniques visant à minimiser l'engagement matière.

La technique de préformage de bielles par laminage transversal n'est pas si innovante qu'on l'imagine de premier abord, en témoigne l'extrait d'un livre publié en 1959 reproduit sur la Figure 143.



Figure 143 - Comparaison de gammes de fabrication de bielles, issu de [BAL59], Moscou, 1959

4.4.2.1 Endurance

L'intérêt pour le laminage transversal comme technique concurrente du laminage à retour en préformage de bielles est également concentré sur l'amélioration de l'aptitude à la tenue en fatigue des bielles finies. Un comparatif entre ces deux procédés d'obtention de préformes a été publié par Möckel et al. en 1975 [MBB75]. Une courbe de Wöhler établit que la ligne médiane entre les limites basses et hautes d'endurance est légèrement décalée pour les bielles formées par laminage transversal (Figure 144). Sans affirmer que l'une ou l'autre de ces techniques est préférable car offrant une résistance en fatigue plus élevée, ces travaux permettent de conclure que les deux procédés offrent des résistances en fatigue au moins équivalentes. La nuance de l'acier utilisé pour ces essais n'est pas précisée.

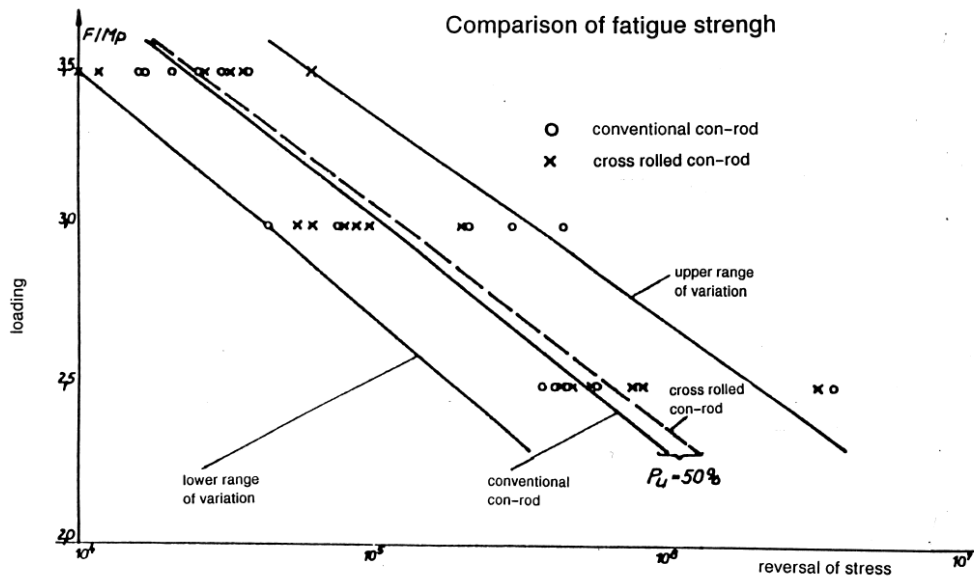


Figure 144 - Caractéristique d'endurance en fatigue de bielles obtenues par laminage à retour et par laminage transversal [MBB75]

4.4.2.2 Nuances de matière et rôle des sulfures de manganèse

L'intérêt pour la technique des bielles sécables s'est accru notamment grâce à la mise au point d'aciers à dispersoïdes en vue de favoriser l'aptitude à la rupture par choc sur pièces entaillées. Par ailleurs l'adjonction de soufre pour améliorer l'usinabilité est une voie qui se développe particulièrement. L'acier C70S6 est de plus en plus utilisé depuis une vingtaine d'années en raison de son taux de carbone élevé qui améliore son comportement à la rupture fragile et en fait un candidat de choix pour bielles sécables [WEG98]. Wegner indique que les nuances 41Cr4, 38MnSiVS5 et C70S6 offrent des propriétés relativement proches en service et qu'elles ont l'avantage de ne pas nécessiter de traitement thermique tout en possédant une usinabilité favorable.

Nuance	Composition								
	C	Mn	Si	P	S	Cr	V	Al	Cu
C70S6	0,7	0,63	0,24	0,019	0,059	0,14	0,03	0,004	0,001
38MnSiVS5	0,35-	1,2-	0,5-	0-0,035	0,030-		0,08-		
DIN 1.5231	0,40	1,5	0,8		0,065		0,13		

Tableau 46 - Composition des aciers C70S6 [MANNESTAMP08] et 38MnSiVS5 [SMLBD09-144]

La nuance C70S6 pour la fabrication de bielles a fait l'objet d'études dont le Tableau 47 résume certaines conclusions reprises dans l'étude de Bielle présenté plus loin dans ce chapitre.

Source	Résultats																				
Bariani et al. [BBD00]	Loi de comportement à chaud (1000°C, $\epsilon = 0,3$, $\dot{\epsilon} = 30 \text{ s}^{-1}$) avec deux étapes de chargement. Proposition d'une nouvelle loi de comportement à chaud (1200°C, $\epsilon = 0,3$, $\dot{\epsilon} = 10 \text{ s}^{-1}$) en bon accord avec des résultats expérimentaux.																				
Bariani et al. [BBBD01]	Loi de comportement à chaud (1000°C, $\epsilon = 0,3$, $\dot{\epsilon} = 30 \text{ s}^{-1}$) avec deux étapes de chargement L'histoire du chargement thermique et mécanique modifie le lieu et l'amplitude du pic de la caractéristique d'écoulement.																				
Bariani et al. [BABR05]	Bielles sécables obtenues par laminage à retour à 1230°C Micrographies et évolution de la taille de grain Modèle numérique FORGE© et prédiction de microstructure																				
[MANNESTRAMP08]	<ul style="list-style-type: none"> • Rapport d'étude sur l'influence des éléments de trace (P, Cu, S, Sn) sur le laminage transversal des aciers en laminage transversal. • Loi de comportement de type Norton-Hoff pour l'acier C70S6 : <table border="1" style="margin-left: 20px;"> <thead> <tr> <th>K (MPa.s^m)</th> <th>ϵ_0</th> <th>n</th> <th>β (K)</th> <th>r_0</th> <th>r_1 (K⁻¹)</th> <th>m_0</th> <th>m_1 (K⁻¹)</th> <th>K_{st} (MPa.s^m)</th> <th>β_{st} (K⁻¹)</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>3.794</td> <td>0.0001</td> <td>0.539</td> <td>4984</td> <td>0.856</td> <td>$2.273 \cdot 10^{-3}$</td> <td>-0.2828</td> <td>$3.623 \cdot 10^{-4}$</td> <td>0.4500</td> <td>6475</td> </tr> </tbody> </table> $\left\{ \begin{array}{l} K_{ocr} = K_0 (\bar{\epsilon} + \bar{\epsilon}_0)^n \exp\left(\frac{\beta}{T}\right) \\ W = 1 - \exp(-r\bar{\epsilon}) \\ r = r_0 + r_1 T \\ m = m_0 + m_1 T \end{array} \right. \quad \text{with} \quad \left\{ \begin{array}{l} \bar{\sigma} = K \bar{\epsilon}^m \\ K = (1 - W) K_{ocr} + W K_{sat} \\ K_{sat} = K_{st} \exp\left(\frac{\beta_{st}}{T}\right) \end{array} \right.$ <p>with K = consistency(MPa.sⁿ). W = term of transition between the work hardening part and the saturation part (equivalent to the recrystallized fraction). n = strain hardening coefficient. m = strain rate sensitivity coefficient m_1 (K⁻¹) β = thermal sensitivity coefficient (K) K_{st} (MPa.s^m)</p> <ul style="list-style-type: none"> • Essais de traction à chaud du C70S6 • Essais de Fatigue à chaud (1020°C) démontrant l'absence de fissuration interne et l'allongement des sulfures de manganèses. • Rôle majeur des inclusions MnS dans la génération de concentrateurs de contraintes par leur allongement préférentiel lors du laminage. 	K (MPa.s ^m)	ϵ_0	n	β (K)	r_0	r_1 (K ⁻¹)	m_0	m_1 (K ⁻¹)	K_{st} (MPa.s ^m)	β_{st} (K ⁻¹)	3.794	0.0001	0.539	4984	0.856	$2.273 \cdot 10^{-3}$	-0.2828	$3.623 \cdot 10^{-4}$	0.4500	6475
K (MPa.s ^m)	ϵ_0	n	β (K)	r_0	r_1 (K ⁻¹)	m_0	m_1 (K ⁻¹)	K_{st} (MPa.s ^m)	β_{st} (K ⁻¹)												
3.794	0.0001	0.539	4984	0.856	$2.273 \cdot 10^{-3}$	-0.2828	$3.623 \cdot 10^{-4}$	0.4500	6475												

Tableau 47 - Résultats issus de la bibliographie utilisé pour l'étude de la bielle 9023

Le 38MnSiVS5 est également étudié pour la fabrication de bielles. L'article de Silva et al. paru en 2011 étudie l'influence des paramètres du procédé sur l'apparition de cavités par défaut Mannesmann [SPB11]. Le rôle des inclusions dans cet acier microallié est également recherché. L'étude numérique implémente le critère de Latham et Cockcroft sous FORGE©. Les cavités sont mises en évidence par l'élimination d'éléments du maillage dès que le seuil critique d'endommagement est atteint. L'apparition de défauts Mannesmann est constatée pour un angle de formage α de 10° alors qu'il ne se développe pas pour $\alpha=25^\circ$. Cette conclusion va dans le sens de ce qui est déjà connu (règle P01). Par ailleurs, les essais expérimentaux développés par ces auteurs démontrent la présence de grandes cavités dans toutes les pièces. Les métallographies révèlent la présence néfaste des inclusions de sulfures de manganèse pour cette nuance. Alors qu'une configuration avec un lopin en acier au carbone ne

présente aucun défaut, les mêmes essais réalisés avec une nuance 30MnSiV5 révèle des défauts internes importants. La conclusion finale indique que le taux d'inclusions joue un rôle plus important que les ajustements de paramètres géométriques dans l'apparition de cavités.

4.4.2.3 Influence du chargement cyclique sur la préforme « 9023 »:

Au cours de la mise en forme le lopin effectuée généralement trois à douze révolutions (voire parfois quinze). Les efforts outil/pièce s'exercent sur des zones de contact constamment changeantes. Chaque demi-tour de rotation de la pièce engendre un nouveau cycle de chargement compression/traction sur une zone préalablement sollicitée. Ces contraintes cycliques répétées sont souvent présentées comme une cause potentielle de fatigue oligocyclique au sein du matériau. La question de l'évolution de la contrainte acceptable par le matériau ainsi que l'éventuelle apparition de fissures en fonction de l'historique de chargement est donc posée.

Bariani et al. [BBD00] montrent que le comportement d'un acier C70S6 dont la compression est opérée en deux opérations séparées par un temps d'attente intermédiaire, diffère de celui du même matériau chargé en une seule opération. L'allure de la caractéristique d'écoulement contrainte-déformation varie, ce qui indique une histoire thermomécanique différente et une variation quant au début de la recristallisation dynamique. Par ailleurs, ces auteurs montrent que la taille de grain moyenne est différente. L'influence de l'historique de chargement thermomécanique sur les propriétés du matériau est donc mise en évidence.

Dans le cadre des essais réalisées sur les préformes de bielle 9023, des variations périodiques de tailles de grains ont été observées. Ces résultats sont commentés dans le chapitre 5.

4.5 Vers la conception Numérique?

Ces dernières années, le nombre d'études basées exclusivement sur la simulation numérique du procédé de laminage transversal est croissant. Cet état reflète l'intérêt majeur, aussi bien en milieu universitaire que pour des problématiques industrielles, pour augmenter le caractère prédictif des simulations. Même à un niveau très poussé, les boucles de raffinement visant à modifier physiquement les géométries et les surfaces de matrice ne garantissent pas toujours la maîtrise et la pérennité de l'état atteint. Un certain nombre de mécanismes restent incompris : déflexion des pièces, ovalisation de section, impact de l'usure d'outillage, reproductibilité des outillages...

Face à ces questions, la simulation numérique tente d'être le support du développement et de la mise au point d'outillage.

Plusieurs attentes sont identifiées :

- Faciliter et raccourcir les opérations de mise au point d'outillage ;
- Présenter des résultats prédictifs sur la géométrie de pièce avec un degré de confiance élevé
- Mettre en évidence finement l'apparition de défauts internes ;
- Progresser dans la connaissance des phénomènes significatifs gouvernant le procédé.

Développer la simulation numérique du laminage transversal nécessite particulièrement de prendre en compte les spécificités propres au procédé pour adopter la meilleure méthode de mise en données et de résolution du calcul. Ensuite il convient de valider des critères pertinents permettant de qualifier les résultats obtenus.

4.5.1 Tenir compte des spécificités du laminage transversal

Le laminage transversal se distingue essentiellement par trois aspects :

- C'est un procédé incrémental pour lequel **les temps de calcul restent trop élevés** (voir justification au chapitre 1).
- D'une part, la mise en forme et l'adhérence se produisent sur une zone relativement localisée de la pièce, d'autre part ce qui se passe sur cette zone à l'instant t conditionne fortement ce qui va se passer à $t+dt$, ce qui rend **l'évolution de la mise en forme très sensible au modèle de loi de frottement** ;
- Le matériau est soumis à des sollicitations cycliques et fortement triaxiales. Il n'existe **pas encore de critère d'endommagement** reconnu comme particulièrement apte à mettre en évidence l'apparition d'un défaut par effet Mannesmann.

4.5.1.1 Algorithmes de résolution numérique

Il est nécessaire tout d'abord **d'améliorer les algorithmes de résolution numérique afin de réduire le temps de calcul**. Ceci passe notamment par la recherche de méthodes, qui se développent actuellement de manière spécifique aux procédés incrémentaux, telles que : les méthodes du problème local, les méthodes avec maillage de stockage, la méthode multigrilles ou encore les méthodes multimallages. Pour un panorama détaillé des avancées récentes sur ces méthodes, la thèse de Ramadan [RAM10] peut être consultée. Dans le cadre de cette thèse, ces approches numériques n'ont pas été développées. La version commerciale de forge 2011© ne comporte pas encore l'accès à une résolution par l'un ou l'autre de ces algorithmes. Mettre en place l'une de ces méthodes par la programmation spécifique est une tâche qui sort du cahier des charges défini initialement.

4.5.1.2 Loi de frottement

Par ailleurs, au-delà des expérimentations physiques qui mettent en évidence la très grande sensibilité du roulement de pièce aux conditions de contact, les expériences de simulation menées avec le logiciel FORGE 2009© démontrent également la **sensibilité du processus de déformation aux paramètres de la loi de frottement**. Le choix d'une loi de type viscoplastique « Norton-Hoff » est couramment décrit comme étant le plus approprié [MAKO01], [PGAC05], [MLB11]. Plus généralement, cette loi est souvent utilisée en forgeage à chaud avec de fortes pressions de contact. D'après Felder [BM7530] la cission de frottement de Norton-Hoff « peut s'identifier à la cission d'un film interfacial viscoplastique, d'indice p , dont l'épaisseur serait sensiblement uniforme le long de l'interface ». Cette description phénoménologique est d'autant plus surprenante que l'opération de laminage n'est pas connue pour nécessiter un lubrifiant et qu'au contraire cela détériore le roulement. Cet effet de cission interfaciale peut

probablement être interprété en termes de comportement de peau de pièce différent du comportement de pièce à cœur. Cette explication est renforcée par l'observation visuelle réalisée sur les pièces en cours de laminage quant à leur changement de rayonnement suite au contact avec les surfaces d'outillages. Le refroidissement de la peau de pièce durant le contact sur la matrice se caractérise par un aspect plus sombre dès que la surface déformée quitte celle de la matrice.

4.5.1.3 Prédiction de l'endommagement

Enfin, ***prédire la création de cavités internes par effet Mannesmann est une attente majeure en phase de conception.*** Appliquer un critère d'endommagement nécessite de connaître les seuils acceptables et les paramètres associés à ce critère. Les résultats publiés restent peu fiables car les seuils de critère sont basés sur des essais monotones (type essai de traction uniaxiale) et ne tenant généralement pas compte de la variabilité métallurgique des nuances. Ainsi il est nécessaire de mettre en place un calage du critère en rapport avec la coulée du matériau à laminier, ce qui nécessite de faire des essais relativement longs et coûteux et ne peut être mis en place systématiquement, à fortiori pour de faibles séries [GFBB09].

Principalement deux critères font l'objet d'études publiées : il s'agit premièrement du critère de « Lemaître II » qui est utilisé par Piedrahita et Al. [PGAC06] ainsi que « Lemaître » par Ghiotti et Al. [GFBB09]. Le critère de Latham & Cockcroft est également utilisé par Silva et Al. [SPB11] et notamment à titre comparatif par Piedrahita et Al. [PGAC06]. Dans ce dernier cas, une application sur l'étude d'un arbre primaire indique qu'aussi bien pour le critère de Lemaître II que pour celui de Latham & Cockcroft, les niveaux affichés de ces variables d'endommagement restent faibles (Figure 145). Dans cette étude, l'utilisation de ces critères ne permet pas d'informer sur l'apparition de défauts pourtant concrètement observés sur les pièces laminées. Montheillet et Al. [M601] confirme ce constat en précisant que le critère de Latham & Cockcroft donne des résultats raisonnables dans les cas de triaxialité relativement faible. Par ailleurs, l'auteur Piedrahita indique que « la simulation numérique confirme que la formation de porosités internes est la conséquence d'une combinaison de la contrainte équivalente et de la pression hydrostatique, donc du taux de triaxialité ». Il est donc nécessaire de développer un nouveau critère particulier pour ce procédé, intégrant des grandeurs significatives telles que contrainte équivalente et pression hydrostatique et surtout de mettre en place des essais propres à représenter l'état de chargement complexe (compression radiale, cisaillement transversale et traction axiale).

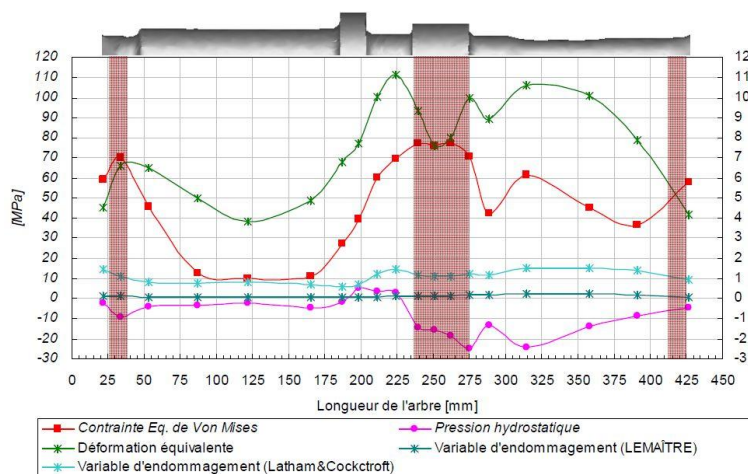


Figure 145 - Analyse mécanique d'un arbre primaire après Simulation numérique du laminage transversal par le logiciel FORGE3©, CEMEF [PGAC06]

4.5.1.4 Logiciels commerciaux, logiciels spécifiques

Des logiciels commerciaux tels que ANSYS / LS-DYNA, FORGE, DEFORM-3D, MSC.SuperForm, MARC.AutoForge, QFORM ou encore SIMUFACT figurent parmi les outils couramment employés (Tableau 48). Ils ont pour avantages principaux d'être livrés « clé-en-main » en intégrant un certain nombre de loi de comportement de matériaux, de frottement, et de critères d'endommagement ; ils sont par ailleurs fiabilisés par le nombre d'utilisateurs et d'applications. En revanche ils ne permettent pas toujours de développer certaines fonctionnalités spécifiques sans un investissement lourd en programmation, notamment en termes de traitement des résultats ou d'amélioration des algorithmes utilisés (voir paragraphes précédents) pour réduire le temps de résolution. C'est pourquoi, des logiciels spécifiques au laminage transversal se développent afin de réduire la complexité et d'améliorer l'efficacité du calcul ; ce développement se fait sur la base de logiciel existants tel que COMSOL ou par la programmation d'un code propre à l'utilisateur (C, C++, FORTRAN) [TOS10].

Logiciels	Publications associées
ANSYS/LS-DYNA	[DLT01], [DTL00b], [GHKM98], [LILO04], [LILO05], [LILO08], [LOV01], [LLYCNH08], [SLZH07]
FORGE	[GFBB09], [MAKO01], [MLB11], [PGAC05], [PGAC06], [SPB11]
DEFORM	[FLZ02], [LWD06], [WLD09], [WLDZ04], [WLDZ05], [WXXZJ11]
MSC.Superform	[BAPA05], [PBS05], [PGW06], [YILI05], [YIPA07]
MARC/Autoforge	[PAT06]

Tableau 48 - Principaux logiciels commerciaux utilisés en laminage transversal et publications qui font état de résultats obtenus par simulation numérique

Progresser dans la simulation numérique requiert par conséquent plusieurs actions moyennant la mise en place d'hypothèses fortes, mais également le développement d'outils spécifiques (algorithmes, lois, critères et seuils) sinon pour ce procédé en particulier, au moins pour les procédés dits incrémentaux.

4.5.2 Recherche de paramètres et de critères pertinents

Fiabiliser les résultats de la simulation numérique nécessite de se donner des critères pertinents pour en valider la qualité. Selon les objectifs recherchés par l'utilisateur ces critères de validité peuvent être de nature très variée :

- Caractère prédictif de la géométrie de pièce ;
- Stabilité dynamique de la pièce ;
- Temps de calcul / taille de maille ;
- Facteur d'échelle ;
- Loi de frottement et valeur des paramètres ;
- Vitesse de l'outillage et glissement ;
- Le glissement global exprimé par la relation :

$$S = \frac{U_T - U_W}{\pi \cdot d_0} \quad (81)$$

avec U_T déplacement linéaire de l'outil et U_W déplacement linéaire du lopin.

- Endommagement, striction

4.6 Conclusion

La question de la conception d'outillage a été abordée dans ce chapitre avec la double exigence de relier d'une part les nombreux résultats publiés, dont les expressions sont très diversifiées, en y intégrant d'autre part les résultats issus des travaux de thèse. Cet exercice de synthèse est délicat et les propositions issues de ce travail ne prétendent pas être exhaustives. La synthétisation de nouvelles règles ou l'introduction de règles plus complètes basées éventuellement sur d'autres expressions est toujours possible à mesure que l'implantation du laminage transversal s'étendra.

L'introduction d'un indicateur tel que l'évolution de la section du coin en fonction de la course a été proposée. Cet indicateur est, par exemple, amené à être renforcé au fil des futures études comparatives d'outillages et éventuellement à être modifié si d'autres échelles de représentation se révélaient plus pertinentes.

La méthode de Conception d'Outillage de Laminage Transversal a été présentée en vue de soutenir les travaux de conception, notamment par *l'automatisation des tâches de calcul, de projection et d'optimisation des géométries des coins* de matrices. Cette méthode suit un logigramme qui fait appel :

- au paramétrage de coin défini dans le chapitre 2 ;
- à la base de données résultats issue de l'étude bibliographique ;
- à la base de données résultats issue des expérimentations menées dans le cadre de cette thèse ;
- aux règles de conception synthétisées dans ce manuscrit ;
- à des recommandations pour mener des simulations numériques avec le logiciel FORGE© en vue d'optimiser les choix.

Une étude de cas complète sur une préforme balustre est déclinée afin d'illustrer la démarche de conception et de pointer les difficultés rencontrées. Les matrices ont été fabriquées et les essais ont montrés l'influence d'une texture de surface régulière,

uniforme, symétrique et marquée sur l'amplitude de déformations angulaires des pièces. Un résultat particulièrement digne d'intérêt a également été découvert puisqu'il a été montré qu'à géométries finales équivalentes, certaines préformes ne présentent pas les mêmes déformations angulaires, induisant ainsi une histoire thermomécanique différente d'une pièce à l'autre. Ce résultat doit encore être approfondi notamment en développant le volet des analyses métallographiques pour qualifier l'impact éventuellement défavorable sur les propriétés finales de pièces.

Un dernier point majeur concerne la simulation numérique. Les nombreuses configurations testées dans les travaux de thèse ont montré essentiellement deux voies qui restent encore à être explorées plus en avant :

- La sensibilité à la loi de frottement et l'implémentation d'une loi de frottement anisotrope. Le rôle de l'anisotropie de contact des surfaces latérales des coins étant non négligeable sur les résultats expérimentaux, il reste à transposer ces effets sur les modèles numériques.
- La prédiction de l'endommagement interne n'a pas été abordée en lien avec des critères calés sur des résultats expérimentaux.

Enfin, en ce qui concerne les **paramètres significatifs** identifiés au niveau de la synthèse sur les règles (Tableau 39), ils sont repris ici :

- *Géométrie des coins* : α (angle de formage), β (angle d'étirement), R_s (rayon d'arête), course et zones de mise en forme, ϵ_d ou R_{op} (ratio de réduction) ;
- *Paramètre lopin* : d_0 (diamètre initial lopin), T (température)
- *Paramètre « procédé » issus des choix* : Q_y (Effort axial), N (Nombre de tour pièce), Recouvrement (pas de laminage trop faible), Glissement (S) / Roulement, risque de défauts (Striction, Ovalisation, Cavités)
- *Paramètre laminoir* : V_t (Vit. Tangentielle)

Chapitre 5

Panorama, Verrous, Perspectives

Résumé: Dans ce chapitre, une vision d'ensemble est présentée en vue de préciser quels sont les atouts du laminage transversal mais également de pointer les difficultés résiduelles. Dans un second temps, les verrous importants sont analysés pour montrer leur degré de complexité. L'occasion est ensuite saisie de répondre à la question clé sur le rôle des paramètres significatifs qui fonde ce travail. Enfin quelques pistes concrètes sont évoquées pour orienter de futurs travaux de recherche sur ce procédé.

5.1 Panorama : ce qui est établi

Une vision d'ensemble se dégage à l'issue des recherches effectuées dans cette thèse. Ce panorama permet non seulement de confirmer les avantages significatifs que présentent le laminage transversal mais également de pointer les différentes difficultés qui résident aujourd'hui.

5.1.1 Les avantages offerts par le laminage transversal

- Un taux d'engagement matière très favorable : la minimisation des rebuts passe par une étude approfondie des fonctionnalités attendues pour la pièce laminées doublée d'une conception d'outillage optimale et d'une conduite de procédé bien réglé. Répondre à toutes ces attentes nécessite un investissement certain et une profonde expérience. Néanmoins, même dans le cas d'une utilisation non-optimale, les gains offerts par le laminage transversal par rapport à d'autres techniques de fabrication sont substantiels.
- Des économies d'énergie : la mise en forme ainsi que l'état de finition permettent des gains de productivité. La découpe des sections d'extrémités peut également être intégrée dans la même opération. Par ailleurs les séries sont de l'ordre de 10 à 30 pièces par minute. Ensuite, le mode de chauffe est généralement effectué par four à induction directement apposé en entrée de laminoir ; l'alimentation en barres cylindriques peut être automatisée en continu. Enfin, la matière économisée dans la recherche d'un faible taux d'engagement ne nécessite logiquement plus d'être chauffée. Tous ces aspects liés à l'automatisation, la productivité et l'amélioration des rendements contribuent à réduire la part énergétique consommée par ce procédé face à d'autres modes d'obtention.
- Des conditions de production améliorées du point de vue environnemental : d'une part sur le plan des émissions acoustiques plutôt faibles et d'autre part par l'absence d'application de lubrifiant entre la pièce et les matrices, le laminage transversal offre des conditions de fonctionnement plus « propres ».
- Un haut niveau de qualité des pièces : tant sur le plan des tolérances obtenues que sur le plan des qualités internes d'une pièce de forge (fibrage et résistance mécanique), le laminage transversal se place comme procédé de fabrication pour l'obtention de produits de haute qualité mécanique.

5.1.2 Les difficultés identifiées

Au-delà des aspects attractifs développés précédemment qui mettent le laminage transversal en position de procédé de fabrication de pointe, il est nécessaire de rappeler un certain nombre de difficultés qui constituent des freins à son développement.

- Nécessite un investissement d'étude, de mise au point d'outillage relativement long ;
- Nécessité de définir une « fenêtre » opératoire parfois très réduite ;
- Forte sensibilité aux textures de surface et aux rayons d'arêtes ;
- « Un outillage pour un matériau » : sensibilité aux variations de nuances métallurgiques, manque de robustesse et de flexibilité en production ;
- Propreté des outillages et de l'environnement requise, cohabitation potentiellement délicate avec d'autres procédés de fabrication ;

- Quid de la répétabilité des pièces dans le temps : usure des surfaces actives, déflexion des pièces
- Apparition possible de nombreux défauts (cavités, fissures) : contrôle non destructif
- La simulation numérique joue encore trop peu un rôle solide de support au développement ;
- Procédé encore trop peu conventionnel, qui bénéficie donc peu de recherches et incidemment prise de risque importante au niveau industriel.

5.2 Verrous : ce qui pose encore questions

A la lecture des principales difficultés rencontrées dans la pratique du laminage transversal, certains verrous restent particulièrement importants et les thématiques associées nécessitent des développements conséquents.

5.2.1 Mise en forme réelle face aux résultats numériques

La question du caractère prédictif des simulations numériques a été abordée en détail précédemment. Les logiciels de simulation numérique, qu'ils soient commerciaux ou « sur mesure », nécessitent encore d'être développés pour affiner les résultats en matière de géométrie des pièces, de propriétés mécaniques et de critères pertinents. Le sujet du temps de calcul est particulièrement d'actualité.

5.2.2 Sur le comportement des matériaux utilisés

En phase d'avant-projet, le choix du matériau de la pièce à laminier tourne généralement autour d'une ou plusieurs nuances. Comme cela a été montré, il est pourtant nécessaire de faire un choix précis non seulement sur la nuance particulière mais également, dans la mesure du possible, en ce qui concerne le ou les fournisseurs afin de valider les états métallurgiques de livraison. La variation de la qualité des aciers C70S6 dans le cas des préformes de bielles a engendré des comportements très variables notamment sur l'apparition et la taille de cavités internes. Plus globalement la question fondamentale qui se pose au concepteur est de **connaître l'aptitude du matériau à être laminé**. En effet, les points suivants entrent en ligne de compte :

- le comportement du matériau en écoulement plastique à chaud (température et vitesse de déformation) ;
- le changement des directions de sollicitations et le chargement cyclique en cours de mise en forme ;
- le niveau très élevé des déformations engendrées ;
- les transformations métallurgiques ;
- les propriétés tribologiques du couple pièce/outil

Tous ces éléments sont particulièrement de nature à influencer fortement ce qui se passe en surface de contact et au sein de la pièce pendant l'opération de laminage. Non seulement il n'existe pas d'essai de caractérisation unique propre à mettre en évidence toutes ces qualités, mais de plus il faut reconnaître que la caractérisation élémentaire de chacun des aspects précités est plutôt complexe à mettre en place. Par exemple, les essais de frottement classiques ne fournissent pas de résultats directs pour l'étude du

roulement à chaud d'un corps déformable sur un corps considéré indéformable. De même il n'existe pas d'essai rhéologique propre à solliciter le matériau en grandes déformations, avec des sollicitations triaxiales pour les températures et les vitesses de déformation habituellement visées en laminage transversal. La question de disposer d'un ou plusieurs essais de caractérisation approprié(s) se pose donc.

5.2.3 A propos de la maîtrise du frottement d'adhérence

Tout au long de ce manuscrit, l'accent est mis sur le rôle primordial joué par le couple tribologique pièce/ outil. Les effets thermiques et surtout l'aptitude à l'adhérence ou au glissement sont déterminants dans la transmission des efforts de mise en forme en interne de la pièce. L'étude du laminage classique entre rouleaux nous renseigne sur le rôle majeur du frottement dans ce procédé décrit par Montmitonnet [M3066] :

- (1) L'influence du frottement est d'autant plus forte que l'épaisseur de matière est faible, ce qui est d'ailleurs parfaitement général en mise en forme ;
- (2) Le frottement d'adhérence sur les rouleaux du laminoir joue un rôle limitant quant à la capacité des taux de réduction possibles par étage ;
- (3) La « colline de frottement » tout au long du contact pièce/outil, pour laquelle les facteurs géométriques de l'emprise jouent un rôle prépondérant sur l'allure des profils de contraintes, devant la rhéologie et la thermique.

Dresser un parallèle entre le laminage transversal et le laminage classique entre rouleaux permet de dégager des similitudes. Si les affirmations (1) et (2) ne font pas débat sur le rôle prépondérant en laminage transversal du frottement pour gouverner les déformations engendrées, la notion de colline de frottement (3) est ici discutée. En laminage classique, la prise de passe en déformation plane induit une colline entre le point d'entrée et le point de sortie de contact pièce/outil avec un point dit « neutre » pour lequel la pression de contact est maximale. En laminage transversal la déformation est gouvernée par les deux paramètres α et β qui tendent à imposer des passes de réductions dans trois directions simultanément. Par analogie entre ces procédés, l'hypothèse peut être faite qu'il existerait un point neutre sur la surface de contact, la colline de frottement tridimensionnelle étant probablement irrégulière du fait de l'anisotropie de frottement. Ces aspects ont commencé à être explorés dans le cadre de cette thèse avec la mise en place des essais de mesure de pression de contact qui se révèlent être complexes pour ce procédé étudié « à chaud ». La réalisation d'acquisition de pression de contact n'est pas suffisante dans la mesure où, supposant la validité d'un modèle de Coulomb, il serait nécessaire de connaître la valeur de la cission de frottement (via l'effort tangentiel) pour permettre l'identification d'un coefficient de frottement.

Pour finir, une dernière similitude avec le laminage pourrait être étudiée autour de l'influence du type de frottement sur le mode d'écoulement de la matière et les modes d'usure des flancs des coins de mise en forme (abrasion, fatigue, patinage) [M 3015].

5.2.4 Santé interne des pièces

L'étude de la santé interne des pièces obtenues après laminage est un volet important pour caractériser la qualité des pièces. Trois critères de qualité sont particulièrement retenus :

- La qualité du fibrage, minimisation de la torsion des fibres ;
- Faible taille de grain et homogénéité de la microstructure ;
- Présence/absence de cavités.

5.2.4.1 Fibrage

La mise en évidence d'un « fibrage » homogène est une garantie de qualité pour les pièces de forge en général. Celui-ci résulte de la révélation, par une attaque chimique, de l'orientation des joints de grains métallurgiques. Lors d'une étude de fibrage, l'absence de replis et de section des fibres est particulièrement recherchée comme gage de qualité. C'est ce qui explique les études sur les déformations angulaires longitudinales sur les pièces de laminage transversal ; voir notamment [DATA84] et [MLB11].

Dans le cas de la fabrication des préformes de bielles, la mise au point des outillages passe parfois par une étape cherchant à minimiser les déformations angulaires des pièces si cette contrainte est imposée par le cahier des charges. Il ressort d'une discussion engagé avec le Pr Danno, à propos de ce sujet (torsion des fibres [DATA84]), que ses propres travaux sur le laminage transversal n'ont pas démontré que la torsion des fibres lors du laminage soit la cause d'anomalies particulières sur les pièces de forge finales. Dans la mesure où la torsion de fibre reste limitée, la pertinence d'une exigence forte imposant une déformation angulaire nulle sur le laminé n'est pas évidente et cela constitue probablement une cause de « sur-qualité ».

5.2.4.2 Taille de grain et homogénéité de la microstructure ;

L'étude de la taille de grain a été peu développée dans le cadre de cette thèse. Il ressort néanmoins deux observations qui doivent être mentionnées :

Premièrement, la taille de grain moyenne pour un échantillon avant laminage, issu d'une barre en C70S6 de diamètre 38mm, a été déterminée dans le sens radial comme dans le sens transverse comme étant de l'ordre de 25 à 30 μm . Après déformation par laminage transversal pour la fabrication de préforme de bielle, la valeur moyenne de la taille de grain est de l'ordre de 5 μm .

Deuxièmement, lors de l'observation micrographique en coupe longitudinale des préformes de bielle, des franges obliques ont été observées sur une section tronconique de la pièce décrite par la Figure 146 (a). Ces franges mettent en évidence une variation périodique de taille de grain. Les mesures micrographiques révèlent des variations localisées allant de 3 à 7 μm . La mesure de l'angle d'orientation des franges par rapport à l'axe de pièce indique une valeur d'environ 60°.

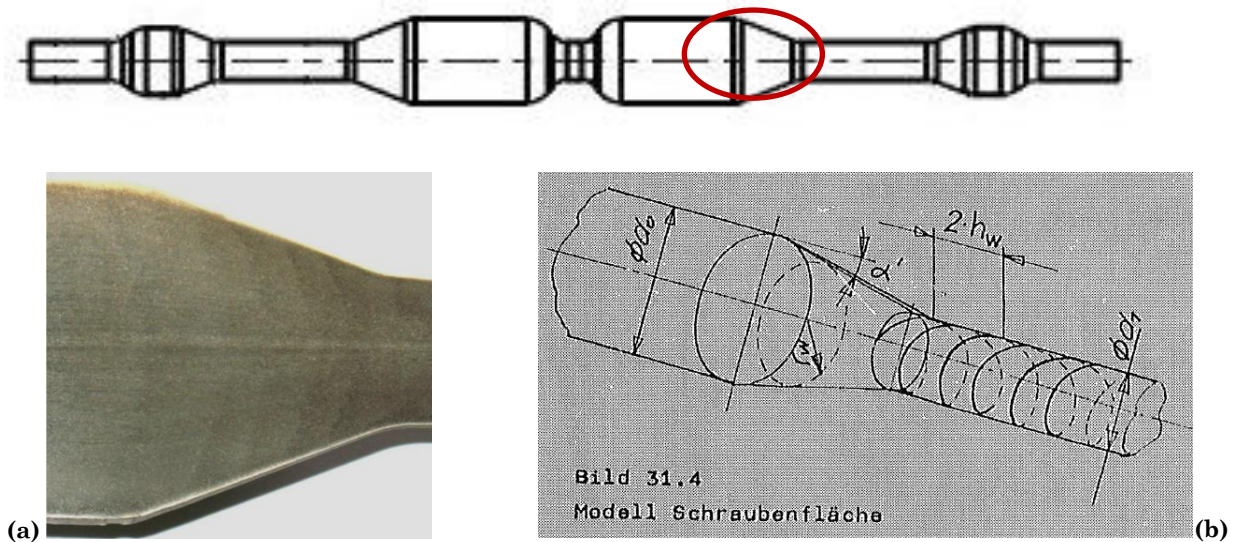


Figure 146 – (a) Vue en coupe micrographique des franges obliques sur une préforme de bielle en C70S6, (CETIM), (b) Modèle de surface hélicoïdale développé par Kaul [KAUL85]

L'explication qui est avancée est la suivante : la mise en forme de cette portion de pièce conique est opérée par le coin d'angle 30° et de rayon 12mm du segment 21 de l'outillage. Les bandes disposées en chevrons seraient produites par la forte pression de contact dirigée normalement à la surface de contact ; la forte localisation de la déformation au droit de l'arête de mise en forme engendrerait une recristallisation à chaud plus importante. Le pas mesuré entre deux franges sur la pièce correspond au pas d'avance imprimé par l'arête du coin relevé sur la matrice, ce qui tend à soutenir l'hypothèse formulée. La même observation est faite sur une autre préforme composée d'une nuance d'acier inoxydable. L'idée majeure avancée ici est que ces franges correspondent à la vue en coupe longitudinale d'une texture organisée en double spirale, dont l'origine provient de chacune des arêtes des deux matrices. La mise en évidence de cet effet semble avoir été déjà signalée par Kaul [KAUL85]. La faible amplitude entre la taille de grain maximale et minimale observée ne constitue pas un « point bloquant » pour la validation de la qualité de pièce, d'autant plus que la microstructure est amenée à évoluer au cours des opérations ultérieures.

5.2.4.3 Effet Mannesmann

La création de cavités par effet Mannesmann est une thématique courante qui est décrite au chapitre 3. De nombreuses explications sont avancées mais aucune ne fait véritablement consensus à l'heure actuelle.

Au cours de cette thèse, le rôle particulier de l'état métallurgique de départ a été mis en évidence par plusieurs interlocuteurs, notamment, la présence d'inclusions, et en particulier celle de sulfure de Manganèse dans le cas du C70S6. Le retour d'expérience en production industrielle pointe également les variations observées sur les pièces finales du fait de lots matières différents.

Un autre effet, dit de « bipoinçonnement », pourrait être à l'origine de contraintes de traction au sein de la matière. Cette hypothèse est avancée en rapport avec la similitude supposée avec le laminage. Une technique courante d'étude expérimentale du laminage consiste à réaliser des essais de bipoinçonnement [KUB80]. Cet essai met en évidence le caractère fondamental du rapport épaisseur de matière bipoinçonnée /

largeur de poinçon (h/a). Les résultats de cet essai permettent d'établir qu'il se produit des phénomènes différents selon que le rapport h/a est faible ou important [M3008]. Pour des valeurs élevées, cas de pièces épaisses prises entre des surfaces de faibles largeurs, la présence de contraintes de traction à cœur est ainsi démontrée (Figure 147). L'auteur Montmitonnet met ainsi en garde sur le possible endommagement ductile à cœur [M3066].

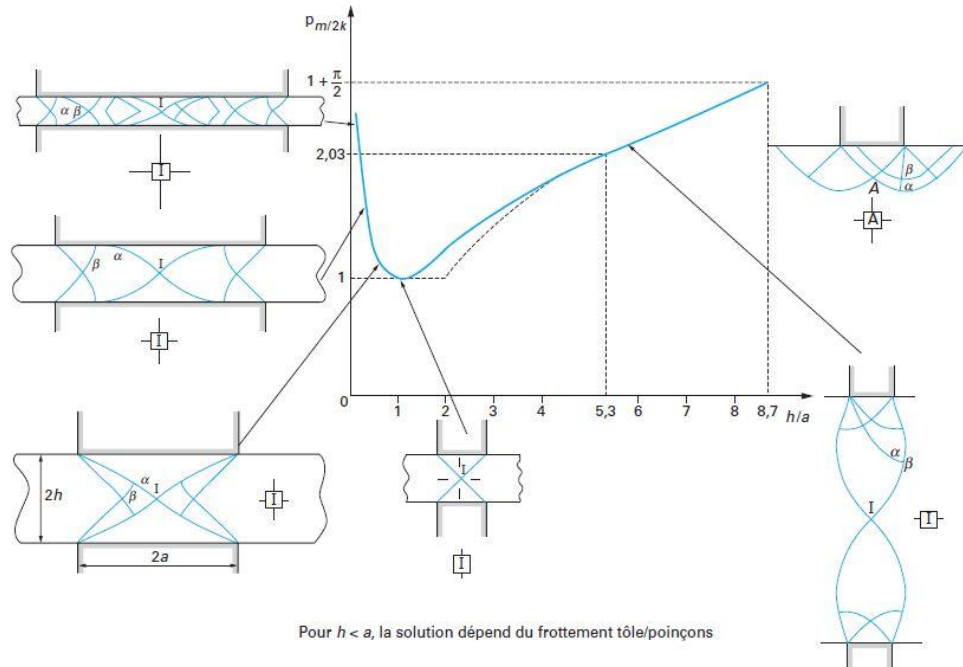


Figure 147 - Comportement d'un produit plat en bipoinçonnement, influence du rapport h/a [M3008]

Un lien avec l'endommagement par effet Mannesmann peut alors être supposé. Il existe en effet dans le cas de la préforme de bielle, l'apparition de cavités dans la zone du pied de bielle. Bien que le bourrage de matière ait été mis en évidence, l'effet d'un double poinçonnement imposé par les coins de mise en forme agissant de part et d'autres dans cette partie de la course peut être pointé également. Cette hypothèse est décrite par le schéma de la Figure 148.

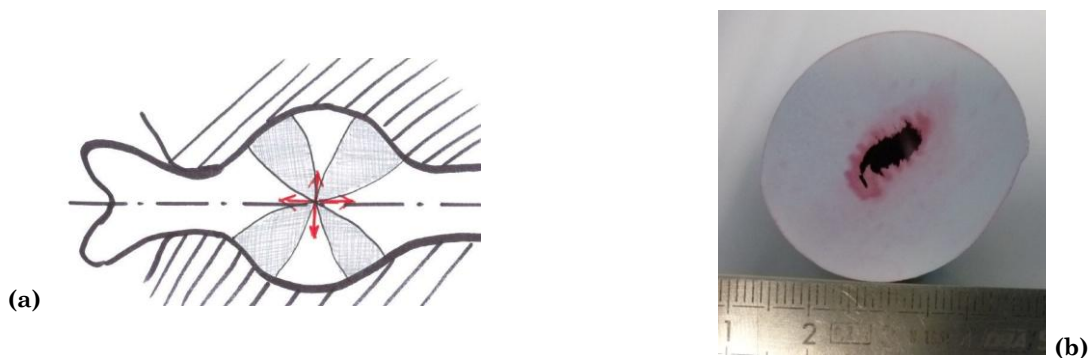


Figure 148 – (a) Représentation de l'hypothèse d'un double poinçonnement dans le cas du laminage du pied de bielle, (b) cavités observées dans une section préforme 9023 au niveau du pied de bielle

5.3 Des paramètres significatifs

Répondre à la question « quels sont les paramètres significatifs en laminage transversal ? », amène à rechercher des réponses en matière de conception, de méthode et d'industrialisation. Le contenu de ce manuscrit présente les nombreuses facettes du procédé qui doivent être prises en compte dans leur *globalité* et leur *complexité* pour progresser dans la maîtrise du laminage transversal.

Il semble que le point clé qui gouverne le processus de laminage transversal puisse être résumé comme étant : le respect de l'équilibre entre puissance de déformation plastique et puissance d'entraînement par frottement d'adhérence.

L'écriture d'une relation sur l'équilibre des puissances entrant en jeu fait alors intervenir des paramètres majeurs tels que : les efforts de mise en forme, les efforts de frottement, la vitesse d'outillage et les vitesses de glissement pièce/outil.

Au cours de cette étude certains modèles de calcul d'efforts ont été présentés mais ils ne font pas consensus. Les paramètres considérés comme influents sur l'orientation et l'amplitude des efforts sont présentés dans le Tableau 49. Il est nécessaire de préciser que certains paramètres n'apparaissent pas à priori dans les premiers rangs mais influent indirectement sur d'autres paramètres. Par exemple, la vitesse d'outillage modifie la vitesse de déformation au sein du matériau ; pour des vitesses de déformation trop élevées une striction apparaît alors dans les pièces.

Voies d'investigation	Chapitre				Paramètres significatifs identifiés
	2	3	4	5	
Paramétrer la géométrie des coins	Etude du contact Pièce-Matrice				Angles α, β Rayons R_s Texture de surface, coefficient de frottement Géométrie de la surface de contact, Pression de contact Comportement à l'écoulement plastique du matériau Effort(s) à l'interface pièce/outil ; $F = f(\sigma_0, \bar{\epsilon}, \dot{\epsilon}, T, \alpha, \beta, \text{course}, \text{frottement})$
Etudier les règles concernant les paramètres géométriques					
Décrire et analyser les états de déformations					
Connaître la géométrie des surfaces de contact pièce-outil					
Calculer et mesurer la pression de contact					
Etudier la transition roulement/glissement					
Définir les conditions d'adhérence critique					
Calculer et mesurer les efforts sur la pièce					
Mesurer la température de surface					
Définir les spécifications et les exigences sur la qualité des pièces	Fabrication et qualité des Pièces				Hauteur du coin en fonction de la course Evolution de la section de coin Température Nuance matériau et propriétés initiales, Qualité inclusionnaire Oxydes de surface Entrefer et calage angulaire Vitesse tangentielle Déformations élastiques et thermiques outillages Usure d'outillage Contact et guidages fixes
Recenser les types de défauts et identifier leurs causes					
Etudier la mise au point des outillages					
Vérifier expérimentalement l'influence de la variation des paramètres pointés comme significatifs					
Identifier des indicateurs pertinents pour le choix des paramètres de conception					
Recenser et synthétiser les règles de conception	La conception de matrices				Course des zones de mise en forme Ratio de réduction de diamètre Diamètre initial lopin Effort axial Nombre de tour pièce Recouvrement, pas de laminage Glissement / Roulement, Défauts : Striction, Ovalisation, Cavités Vit. Tangentielle
Proposer une méthode de conception d'outillage					
Traiter un cas d'étude de A à Z					
Rechercher et identifier des configurations de simulations numériques réalistes					
Etudier des cas de pièces "industrielles"					
Proposer des pistes pour le développement du procédé					
Faire une synthèse des paramètres significatifs				Bilan	Figure de synthèse

Tableau 49 - Bilan des paramètres influents sur les efforts en laminage transversal

La Figure 149 présente ainsi une vision d'ensemble basée sur les résultats bibliographiques, expérimentaux et numériques collectés durant ce travail de thèse

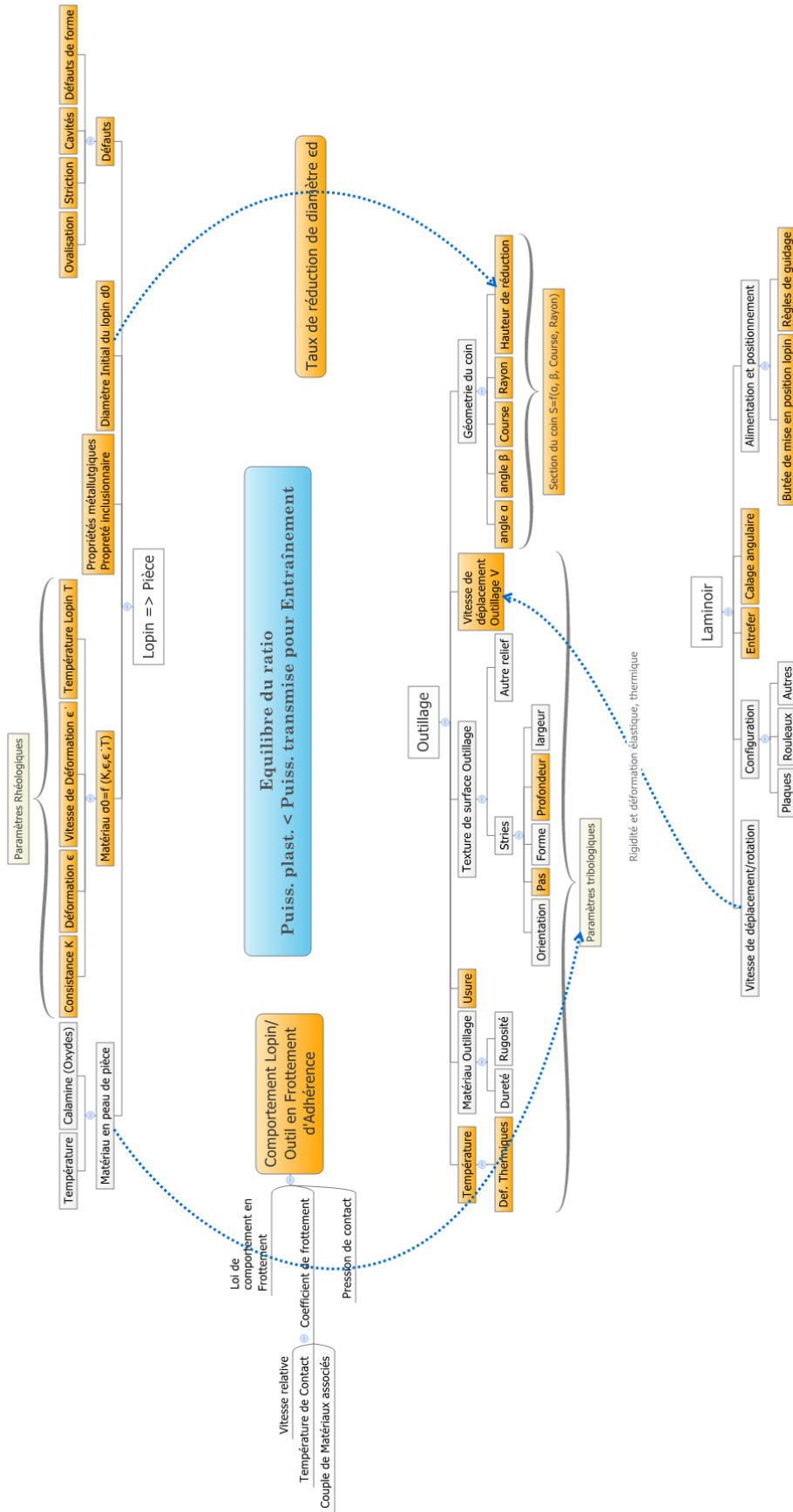


Figure 149 – Les paramètres significatifs identifiés en laminage transversal [THESE]

5.4 Perspectives : ce qui reste à développer

5.4.1 Synthétiser de nouvelles règles

En laminage transversal, la géométrie de lopin en position initiale tout comme celle de la pièce attendue à l'étape finale sont connues. L'évolution de la déformation entre ces deux états doit en revanche être déterminée en tenant compte des nombreuses règles spécifiques pour éviter l'apparition de défaut. La détermination de cette évolution est pour l'heure une opération encore très complexe qui nécessite de nombreux « tâtonnements ». Même dans le cas où le concepteur est expérimenté, l'optimisation des matrices est une étape plutôt longue pour laquelle il n'existe pas de règles absolues. Le travail de synthèse entamé dans cette thèse doit être poursuivi afin de rendre plus robuste les règles de conception et de les simplifier.

5.4.2 Vers un essai de référence

La question d'un essai de référence s'est posée en préambule de cette thèse. L'essai de simple réduction de diamètre, également surnommé préforme « haltère », est une configuration largement utilisée dans les recherches sur ce procédé. La configuration adoptée pour les expérimentations dans le cadre de la thèse (préforme 9004, $\alpha = 30^\circ$, $\beta = 9^\circ$, $\epsilon_d = 57\%$) a pour intention de le mettre en place. Les difficultés rencontrées pour garantir l'entraînement en rotation ainsi que les restrictions propres aux conditions expérimentales (température maximale exploré 1100°C , vitesse de pilotage du banc d'essais 30mm/s, diamètres limités à 27mm) n'ont pas permis de pousser l'exploration de cette essais aussi loin que souhaité initialement. Néanmoins il apparait de plus en plus nécessaire de mettre en place un véritable essai de caractérisation qui fasse référence, pour lequel non seulement les conditions expérimentales sont définies avec précision, mais surtout pour lequel un modèle formel ou tout au moins numérique serait associé avec une bonne concordance des résultats.

Ce type d'essai serait propre à mettre en évidence les aptitudes ou les manques aussi bien sur les propriétés rhéologiques attendues que sur les propriétés tribologiques requises. La mise au point d'un tel essai est relativement complexe face à la multiplicité des configurations ; il vise principalement à pouvoir déterminer l'aptitude au laminage transversal d'un matériau donné en phase d'avant-projet.

5.4.3 La collecte des données unifiées des résultats expérimentaux

La mise au point d'un outillage fait intervenir de nombreuses configurations en rapport avec les propriétés du lopin, les propriétés des matrices et le laminoir utilisé. Chaque nouvel essai a pour schéma le test d'une configuration, le constat des défauts et l'apport de correction(s). Il est nécessaire d'archiver le chemin parcouru afin d'améliorer les connaissances autour d'un matériau particulier, laminé à une température donnée, à un taux de réduction donné, pour un choix d'angles et de rayons d'arêtes spécifiques etc. La constitution d'une base de données propre à gérer les résultats issus des configurations testées est recommandée pour permettre des comparaisons ultérieures. La quantité d'informations à gérer est conséquente et il est nécessaire d'adopter des notations et repères unifiés (désignation des angles, taux de réduction, course, texture etc).

5.4.4 La constitution d'un outil d'aide à la conception

Réaliser une étude complète d'outillage est un processus long et complexe qui nécessite de nombreuses boucles d'optimisation comme cela est présenté dans ce manuscrit. La mise à disposition d'un outil informatique d'aide à la conception possédant les fonctionnalités de (1) vérification de la faisabilité et (2) d'assistance à la projection des géométries, apparaît comme indispensable. Cette démarche a été engagée dans le cadre de cette thèse pour faciliter la diffusion de ce procédé vers les entreprises qui souhaitent développer cette technologie. La description de l'outil basée notamment sur un cahier des charges est finalisée.

Il existe déjà un certain nombre d'outils similaires développés par les laboratoires et centres de recherche actifs en laminage transversal. Ces ressources ne sont pas commercialisés et nécessiteraient d'être validées avec des paramètres utilisateurs en rapport avec les applications spécifiques (type de pièce et matériaux).

Si le développement d'un tel outil requiert d'être poursuivi, une difficulté se pose quant à l'entretien et au suivi d'un tel logiciel dans son cycle de vie.

5.4.5 Un critère d'endommagement spécifique

Il existe peu d'applications publiées sur la validation de critères d'endommagement et la recherche par des caractérisations expérimentales des seuils associés à ces critères. Ce constat indique que beaucoup reste à faire sur le plan des études numériques et expérimentales pour fonder des résultats robustes. Un tel critère doit pouvoir représenter l'état de contraintes spécifique au laminage transversal, se basant sur des grandeurs plutôt classiques et simples à déterminer, afin d'éviter la mise en place systématique de campagnes d'essais de caractérisation trop lourdes.

Conclusion générale

Les travaux de thèse présentés dans ce manuscrit développent des réponses aux diverses questions qui se présentent dès lors que l'on cherche à concevoir et industrialiser des pièces par la technique de laminage transversal.

Cette technologie connue depuis plus d'une centaine d'années peut tout à fait être utilisée après une mise au point par « tâtonnements » selon une méthode d'essais-corrrections. Pourtant, mettre en place l'industrialisation de ce procédé requiert une démarche organisée qui se base sur l'application de règles « métiers » et sur le développement d'outils structurés d'aide à la conception. Les phénomènes qui se déroulent lors du laminage transversal sont suffisamment complexes pour nécessiter une déclinaison sur mesure des outils de la mécanique et des résolutions numériques afin de les adapter aux spécificités de ce procédé incrémental.

Ainsi, après avoir présenté l'état de l'art au cours du premier chapitre, il est apparu essentiel de préciser dans un second chapitre ce qui se joue durant le laminage à l'interface pièce/outil. En effet, l'opération de mise en forme incrémentale et continue passe obligatoirement par une maîtrise fine du frottement d'adhérence et du contact en général entre la pièce, corps chaud déformable, et la matrice, corps froid assimilé rigide. C'est avec la volonté de percer les secrets des conditions de contact instantanées que les essais de mesure de pression de contact ont été menés. Le troisième chapitre développe ensuite concrètement les aspects liés à la fabrication de pièces et à leur niveau de qualité. Les travaux expérimentaux qui constituent un volet conséquent de cette thèse ont permis notamment de mettre en évidence l'influence de la part « matériau », l'influence des variations de températures, ou encore l'influence de la texture de surface des matrices sur le produit laminé. Ensuite, le chapitre 4 structure la démarche de conception d'outillage pour tenter de devancer les questions rencontrées durant les étapes de préparation de la production et ainsi améliorer la phase indispensable de mise au point des matrices et de réglages du laminoir. La démarche de Conception d'Outillage de Laminage Transversal (COLT) s'est engagée naturellement pour formaliser les connaissances acquises et faciliter l'automatisation de certaines activités de conception. Enfin, le dernier chapitre dresse le bilan des atouts et des difficultés encore présentes pour ce procédé, proposant quelques voies d'améliorations.

Quant à la question de savoir « quels sont les paramètres significatifs en laminage transversal ? », la réponse est tout à la fois simple et compliquée. Elle apparaît simple si la maîtrise de l'équilibre optimale entre puissance de déformation plastique et puissance consacrée à maintenir l'entraînement par frottement d'adhérence est garantie. La réponse apparaît de manière un peu moins évidente si l'on prend la mesure de l'intrication des phénomènes multiphysiques interagissant au cours d'un

processus de mise en forme, où l'histoire de la déformation thermomécanique joue un rôle majeur. Cette réponse esquissée au chapitre 5 trouvera un développement certain dans l'approfondissement d'une autre question, laquelle consisterait à déterminer un modèle prédictif des efforts de mise en forme basé sur une phénoménologie qui n'est pas encore entièrement décryptée.

En ce qui concerne les aspects d'industrialisation du procédé, ils ont été abordés à la mesure des possibilités. En considérant l'industrialisation comme une démarche globale, qui vise à accompagner une montée en puissance de production, et qui utilise des outils d'ingénierie adaptés à l'échelle de production attendue, elle apparaît alors hors de propos dans le cadre de ce travail. On citera par exemple les difficultés à tenir compte des aspects : usure d'outillage, observation des températures d'outillage en régime permanent (quelques heures de production), observation en ligne des dérives de certains réglages de positionnement ou d'entrefer etc.

Néanmoins d'autres facettes telles que : le niveau de qualité dimensionnelle des pièces, la définition de niveaux de défauts de surface, de forme, de santé interne acceptables et leurs tolérances, le rôle des variations de nuance dans l'approvisionnement en matière première, l'optimisation des réglages de butées et du volume de lopin pour minimiser les rebuts, la prévision de mesures correctives en cas d'apparition de défauts... sont autant de points pour lesquels des solutions sont présentées, ceci dans le but de progresser dans l'étude du passage à l'échelle d'une production industrielle de séries.

Il reste de nombreux verrous parmi lesquels la validation des résultats expérience/simulation, la caractérisation du comportement des matériaux et de leurs propriétés tribologiques pour le laminage transversal, la maîtrise des propriétés métallurgiques et des facteurs d'apparition de défauts. Les principales voies de développement actuelles s'orienteront donc fort probablement vers :

- La synthèse de nouvelles règles de conception ;
- Le développement d'un essai de référence pour la caractérisation de l'aptitude au laminage transversal (rhéologie et tribologie) ;
- La constitution d'une base de données utilisant des paramètres unifiés pour la collecte et la consultation de résultats expérimentaux de référence ;
- La construction d'un outil logiciel d'aide à la conception ;
- La recherche d'un critère d'endommagement adapté et la détermination de seuils critiques en rapport avec les matériaux étudiés.

L'engagement de travaux de recherche en laminage transversal vers les thématiques précitées est très certainement un moyen de promouvoir ce procédé face aux inquiétudes qu'il génère encore quant à ses besoins en investissement et ses difficultés à être mis au point pour une production industrielle.

Références bibliographiques

- [**ABR08**] Abramov. Preparation of input data for the numerical analysis of CWR process on the basis of the program-methodical complex "Rolling". Advanced methods and technologies for materials manufacture and processing, Theory and Practice of Cross-wedge Rolling. 2008, Vol. 4, PTI NAS Belarus pp.85-91.
- [**AFL73**] Al-Salehi, Firbank and Lancaster. An experimental determination of the roll pressure distributions in cold rolling. Int.J.Mech.Sci. 1973, Vol. 15, 9 pp.693-700.
- [**AL1879**] A. Lebek. Rollmaschine zur Herstellung von Rotationskörper / EN ALLEMAND Laminoir pour la fabrication de pièces de révolution. 1879, Vol. Patentschrift - Brevet n °10089.
- [**BABO95**] Baillet and Boyer. Comparisons of Friction Models for Finite Element Modelling of closed-die Forging. Contact Mechanics, Monographie, 1995, pp.287-297.
- [**BABR05**] Bariani and Bruschi. Modelling the forging and post-forging cooling of C70S6 conrods. J.Mater.Process.Technol. 2005, Vol. 167, pp.529-535.
- [**BAL59**] Balin. Поперечно-винтовая прокатка кузнечных заготовок / EN RUSSE, traduction approximative: laminage transverse-hélicoidal de préformes de forge. Машгиз. 1959.
- [**BAPA05**] Bartnicki and Pater. Numerical simulation of three-rolls cross-wedge rolling of hollowed shaft. Journal of Materials Processing Technology AMPT/AMME05 Part 2, 2005, Vol. 164-165, pp.1154-1159.
- [**BAPA05a**] Bartnicki and Pater. Walcowanie poprzeczno – klinowe wyrobów drażonych / EN POLONAIS laminage transversal de pièces creuses. Monographie, 2005, ISBN 83-89246-69-4, pp.1-155.
- [**BAS05**] Bassetto. Contribution à la qualification et amélioration des moyens de production, application à une usine de recherche et production de semiconducteurs. Thèse de doctorat ENSAM. 2005.
- [**BBBD01**] Bariani, Berti, Bruschi and Dal Negro. Rheological Behaviour in Multi-Step Hot Forging Conditions. International Journal of Forming Processes. 2001, Vol. 4, pp.155-165.
- [**BBD00**] Bariani, Bruschi and Dal Negro. A New Constitutive Model for Hot Forging of Steels Taking Into Account the Thermal and Mechanical History. CIRP Ann.Manuf.Technol. 2000, Vol. 49, 1 pp.195-198.
- [**BM7530**] Felder. Lubrification en mise en forme, Principes généraux et choix. Techniques de l'ingénieur, 2007.

- [**BM7531**] Felder. Lubrification en mise en forme, Frottement et usure : caractérisation. Techniques de l'ingénieur, 2007.
- [**BON02**] Bonin. Fabrication d'ébauches d'arbres de transmission par laminage transversal. LA FORGE. 2002, Vol. 7, pp.19-20.
- [**BPQT04**] Bruschi, Poggio, Quadrini and Tata. Workability of Ti-6Al-4V alloy at high temperatures and strain rates. Mater Lett. 2004, Vol. 58, pp.3622-3629.
- [**CLLCH11**] Cai, Li, Liu, Chen and He. Constitutive equations for elevated temperature flow stress of Ti-6Al-4V alloy considering the effect of strain. Mater Des. 2011, Vol. 32, 3 pp.1144-1151.
- [**CHA64**] Chamouard. Estampage et Forge (Tome 1 - Statique appliquée aux déformations à chaud par forgeage, filage et matriçage). BET Dunod. 1964, pp.194.
- [**CHK95**] Curnier, He and Klarbring. Continuum mechanics modelling of large deformation contact with friction. Contact Mechanics, monographie, 1995, pp.145-158.
- [**CHL95**] Claasen, Herlan and Lorenz. Querwalzen - Möglichkeiten und Kriterien / EN ALLEMAND Laminage transversal, possibilités et critères. 1995, pp.16./1-16./34.
- [**CHPDLVP03**] Corduan, Himbart, Poulachon, Dessoly, Lambertin, Vigneau and Payoux. Wear Mechanisms of New Tool Materials for Ti-6Al-4V High Performance Machining. CIRP Ann.Manuf.Technol. 2003, Vol. 52, pp.73-76.
- [**CNK90**] Cho, Na and Kim. Analysis of the rotational compression of a cylindrical billet in the transverse rolling process. J.Mater.Process.Technol. 1990, Vol. 22, pp.203-216.
- [**DATA84**] Danno and Tanaka. Hot forming of stepped steel shafts by wedge rolling with three rolls. Journal of Mechanical Working Technology, 1984, Vol. 9, pp.21-35.
- [**DLT01**] Deng, Lovell and Tagavi. Influence of Material Properties and Forming Velocity on the Interfacial Slip Characteristics of Cross Wedge Rolling. Journal of Manufacturing Science and Engineering, 2001, Vol. 123, pp.647-653.
- [**DLT98**] Dong, Lovell and Tagavi. Analysis of interfacial slip in cross-wedge rolling: An experimentally verified finite-element model. J.Mater.Process.Technol. 1998, Vol. 80-81, pp.273-281.
- [**DOBR91**] Doremus, Oudin, Bricout and Y. A new device for upsetting tests of steels at high temperatures. J.Mater.Process.Technol. 1991, Vol. 26, pp.257-266.
- [**DTL00a**] Dong, Tagavi and Lovell. Analysis of interfacial slip in cross-wedge rolling: A numerical and phenomenological investigation. J.Mater.Process.Technol. 2000, Vol. 97, pp.44-53.
- [**DTL00b**] Dong, Tagavi, Lovell and Deng. Analysis of stress in cross wedge rolling with application to failure. Int.J.Mech.Sci. 2000, Vol. 42, 7 pp.1233-1253.

- [ERX05]** Erxleben. State of the Art of Automatic Forging with drop Forging Hammers. Proceedings of the 18th International Forging Congress. 2005, pp.136-146.
- [EUMUCO05]** Document interne EUMUCO, Courtoisie société SMS EUMUCO, 2005.
- [FD93]** Fu and Dean. Past developments, current applications and trends in the cross wedge rolling process. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 1993, Vol. 33, pp.367-400.
- [FEL09]** Felder. Cours de Thermique du Contact, Tribologie de la mise en forme des métaux, CEMEF. 2009.
- [FLZ02]** Fang, Lei and Zeng. Three-dimensional rigid-plastic finite element simulation for the two-roll cross-wedge rolling process. Journal of Materials Processing Technology, 2002, Vol. 129, pp.245-249.
- [FRA08]** François. Simulation numérique du filage de pièces industrielles à base d'alliage de cuivre. Mémoire de diplôme d'ingénieur CNAM, 2008.
- [GAR99]** Gardoni. Maîtrise de l'information non structurée et capitalisation de savoir et savoir-faire en Ingénierie Intégrée. Cas d'étude Aérospatiale. Thèse de doctorat Université de Metz. 1999.
- [GDO11]** Gontarz, Dziubinska and Okon. Determination of Friction Coefficients at Elevated Temperatures for some Al, Mg and Ti Alloys. Archives of Metallurgy and Materials. 2011, Vol. 56, pp.379-384.
- [GOSC06]** Gober and Schaprian. Maschinen und Verfahren für fortschrittliche Umformprozesse / EN ALLEMAND machines et procédés pour processus de mise en forme incrémentaux. Communication de l'Industrieverband Deutsche Massivumformung e.V. 2006, Vol. issu du site www.metallform.de, information validée en mars 2012, pp.1-14.
- [GFBB09]** Ghiotti, Fanini, Bruschi and Bariani. Modelling of the Mannesmann effect. CIRP Annals - Manufacturing Technology, 2009, Vol. 58, pp.255-258.
- [GHKM98]** Glaß, Hahn, Kolbe and Meyer. Processes of partial bulk metal-forming--aspects of technology and FEM simulation. Journal of Materials Processing Technology, 1998, Vol. 80-81, pp.174-178.
- [GMAB86]** Greifzu, Müller, Altmann and Bomsdorf. Eine Möglichkeit zur Erweiterung des Anwendungsbereiches des Keilquerwalzens / EN ALLEMAND - Une possibilité pour étendre le domaine d'application du laminage transversal. Umformtechnik. 1986, Vol. 20, pp.34-42.
- [GS1888]** Auteur inconnu. The Simonds Universal Rolling Machine. Manufacturer and builder. 1888, Vol. 20, 7 pp.151-152.
- [HAY74]** Hayama. Estimation of Load and Contact width in Rotational Compression of Rod. Bulletin of the Faculty of Engineering, 1974, Vol. 23, pp.83-90.
- [HAY79]** Hayama. Optimum working conditions in the cross rolling of stepped shaft. Journal of Mechanical Working Technology, 1979, Vol. 3, pp.31-46.

- [HCB08] Huang, Chastel and Barlier. Numerical simulation of cross wedge rolling – Strategies for speed-up. CEMEF Rapport interne, non publié. 2008.
- [HEG83] Hegazy. Untersuchungen zur Warmumformbarkeit der Titanlegierung TiAl6V4 /EN ALLEMAND - Investigation sur la formabilité de l'alliage de Titane TiAL6V4. Aluminium. 1983, Vol. 59, pp.451-455.
- [HEPL03] Hellbach and Kohlstette. Zukünftige Partner: Querkeilwalzen und Präzisionsschmieden / EN ALLEMAND - Futurs partenaires: le laminage transversal et le forgeage de précision. Schmiedejournal. septembre 2003, pp.26-27.
- [HFL06] Heimbürger, Fortanier and Lebailly. Le laminage en forge: les évolutions. La Forge. 2006, Vol. 25, pp.14-17.
- [HOL72] Holub. Příčné klínové válcování / EN TCHEQUE - Laminage Transversal. SNTL PRAHA, 1972, pp.141.
- [JAC01] Jacquot. Amélioration des Propriétés Tribologiques d'Alliage de Titane par les Procédés PVD et Trinitron. Conférence de l'Association Technique de Traitement Thermique. Toulouse, 23 – 24 Octobre 2001.
- [JECA94] Jeswiet and Cao. The effect of aspect ratio upon friction and normal forces in strip rolling. J.Mater.Process.Technol. 1994, Vol. 45, pp.99-104.
- [JXZ07] Jing, Xuedao and Zhenghuan. Computer aided design for cross wedge rolling tools of automobile semi-axes. Journal of Materials Processing Technology 3rd International Conference on Advanced Forming and Die Manufacturing Technology, 2007, Vol. 187-188, pp.41-45.
- [KAUL85] Kaul. Beitrag zur Verfahrensentwicklung Querwalzen mit geradlinig bewegten keilförmigen Werkzeugen / EN ALLEMAND Contribution au développement du procédé de laminage transversal avec outillage en forme de coin se déplaçant en ligne droite. Thèse de doctorat. 1985, pp. 1-922
- [KBB69] Kellow, Bramley and Bannister. The measurement of temperatures in forging dies. International Journal of Machine Tool Design and Research, 1969, Vol. 9, pp.239-260.
- [KOZ08 112] Kozhevnikova. Stress State Defining at Cross Rolling with Central Deformation Field. Advanced methods and technologies for materials manufacture and processing, Theory and Practice of Cross-wedge Rolling. 2008, Vol. 4, PTI NAS Belarus pp.112-116.
- [KOZ08 119] Kozhevnikova. Stress State Defining at Cross Rolling by Means of Two Rollers. Advanced methods and technologies for materials manufacture and processing, Theory and Practice of Cross-wedge Rolling. 2008, Vol. 4, PTI NAS Belarus pp.119-121.
- [KOZ08 124] Kozhevnikova. Sliding and Slipping Coefficients at Cross Rolling. Advanced methods and technologies for materials manufacture and processing, Theory and Practice of Cross-wedge Rolling. 2008, Vol. 4, PTI NAS Belarus pp.124-126.

- [KOZ08 129] Kozhevnikova. Experimental Friction Defining on Contact Tool-Workpiece at Cross Rolling. Advanced methods and technologies for materials manufacture and processing, Theory and Practice of Cross-wedge Rolling. 2008, Vol. 4, PTI NAS Belarus pp.129-130.
- [KOZ08 142] Kozhevnikova. Criteria of Cross-wedge Rolling Stable Processing. Advanced methods and technologies for materials manufacture and processing, Theory and Practice of Cross-wedge Rolling. 2008, Vol. 4, PTI NAS Belarus pp.142-145.
- [KTF73] Kasuga, Tsutsumi and Fukui. Plastic Kneading in the Rolling of Cylindrical Components. Annals of the CIRP. 1974, Vol. 22, pp.93.
- [KRU09] Krumpipe. Rapport d'essais de laminage transversal à l'IWU Chemnitz - Juin 2009 - Développement d'outillage de préforme de Bielle 9023. Rapport interne CETIM, non publié. 2009.
- [KUB80] Kubié. Le test de bipoinçonnement: étude théorique - application à l'étude du transfert de matière dans un contact frottant. Thèse de doctorat. 1980.
- [LILO03] Li and Lovell. Predicting critical friction in a two-roll cross wedge rolling process. J.Tribol. 2003, Vol. 125, 1 pp.200-203.
- [LILO04] Li and Lovell. The establishment of a failure criterion in cross wedge rolling. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2004, Vol. 24, pp.180-189.
- [LILO05] Li and Lovell. On the critical interfacial friction of a two-roll CWR process. Journal of Materials Processing Technology, 2005, Vol. 160, pp.245-256.
- [LILO08] Li and Lovell. Cross wedge rolling failure mechanisms and industrial application. Int J Adv Manuf Technol. 2008, Vol. 37, 3-4 pp.265-278.
- [LJBRX11] Liu, Jiang, Bian, Ren and Xu. Influence of tool wear on center defects of the workpiece during cross wedge rolling process. Advanced Materials Research. 2011, Vol. 154-155, pp.1779-1782.
- [LO08] Lorenz. Masseverteilung und Zwischenformung beim Gesenkschmieden - Stand der Technik / EN ALLEMAND; Répartition de Matière et préformage par laminage transversal - Etat de l'art (comparatif laminage à retour, laminage transversal). Adv. Meth. and Tech for materials manufacture and processing, Theory and Practice of Cross-Wedge Rolling, 2008, Vol. 4, PTI NAS Belarus, pp.18-26.
- [LOV01] Lovell. Evaluation of critical interfacial friction in cross wedge rolling. Journal of Tribology. 2001, Vol. 123, 2 pp.424-429.
- [LLST02] Li, Lovell, Slaughter and Tagavi. Investigation of the morphology of internal defects in cross wedge rolling. Journal of Materials Processing Technology, 2002, Vol. 125-126, pp.248-257.
- [LLYCNH08] Lee, Lee, Yoon, Choi, Na and Hwang. Optimization of design parameters using a response surface method in a cold cross-wedge rolling. J.Mater.Process.Technol. 2008, Vol. 201, pp.112-117.

[LUOS05] Lupoi and Osman. Under surface pressure sensing technique for the evaluation of contact stresses. Journal of Materials Processing Technology AMPT/AMME05 Part 2. 2005, Vol. 164-165, pp.1537-1543.

[LWD06] Li, Wang and Du. The coupling thermal-mechanical and microstructural model for the FEM simulation of cross wedge rolling. Journal of Materials Processing Technology, 2006, Vol. 172, pp.202-207.

[M601] Montheillet and Briottet. Endommagement et ductilité en mise en forme. Techniques de l'ingénieur. 1998, M601, pp.1-12.

[M3003] Felder. Plasticité en mise en forme - Comportement rigide-plastique. Techniques de l'ingénieur. 2007, M3003, pp.1-15.

[M3008] Felder. Analyse des procédés de mise en forme, Méthodes de calcul des contraintes. Techniques de l'ingénieur. 2009, M3008, pp.1-22.

[M3012] Felder. Effet thermique de la mise en forme - Théorie et phénomènes volumiques. Techniques de l'ingénieur. Juin 2001, M3012, pp.1-24.

[M3013] Felder. Effet thermique de la mise en forme - Phénomènes superficiels et modélisation. Techniques de l'ingénieur. Septembre 2001, M3013, pp.1-28.

[M3015] Felder. Lubrification en mise en forme, Principes généraux et choix. Techniques de l'ingénieur. 2006, M3015, pp.1-17.

[M3066] Montmitonnet. Laminage - Analyse thermomécanique et Applications. Techniques de l'ingénieur. 2003, M3066, pp.1-28.

[MAKO01] Mangera and Konecny. Simulation numérique du laminage transversal. La Forge. 2001, Vol. 6, pp.45-47.

[MANNSTRAMP08] Idoyaga, Elvira, Wendenbaum, Meunier, Robelet, Toscanelli, Reis, Zachäus, Lorenz and Kolbe. Influence of tramp elements (P, Cu, S, Sn) on the Mannesmann effect in the transversal hot rolling of engineering steels (MANNSTRAMP). Report of the Commission of the European Communities. 2008, Vol. Technical steel research, 23597, ISBN: 978-92-79-09973-1.

[MBB75] Möckel, Berthold and Böhme. Herstellung von Pleuelzwischenformen auf Flachbackenmaschinen des Typs UWQ für nachfolgendes gratarmes Gesenkschmieden / EN ALLEMAND, Fabrication de préformes de bielles sur laminoir à plaques de type UWQ pour forgeage sans bavures ultérieur. Umforttechnik. 1975, Vol. 4,

[MLB10] Mangin, Langlois and Bigot. Contact pressure measurement system in cross wedge rolling. AIP Conference Proceedings. 2010, Vol. 1315, pp.545-550.

[MLB11] Mangin, Langlois and Bigot. Role of Surface Texture on Workpiece Angular Deformation in Cross Wedge Rolling. Steel Research International. 2011, Vol. Special Edition 10th ICTP 2011, pp.155-159.

- [MRST94] Mróz and Stupkiewicz. An anisotropic friction and wear model. Int.J.Solids Structures. 1994, Vol. 31, 8 pp.1113-1131.
- [NACH89] Na and Cho. Analysis of plane-strain rotational compression using the upper-bound method. Journal of Mechanical Working Technology. 1989, Vol. 19, 2 pp.211-222.
- [NKG01] Neugebauer, Kolbe and Glass. New warm forming processes to produce hollow shafts. Journal of Materials Processing Technology, 2001, Vol. 119, pp.277-282.
- [NKR98] Neugebauer, Kolbe and Riede. Optimierte Verfahrensparameter und Maschinenkonzepte beim Querwalzen / EN ALLEMAND; Optimisation de paramètres process et conception de machine en laminage transversal. Sächsische Fachtagung Umformtechnik (SFU) <5, 1998, Freiberg>, 1998, pp.25./1-25./17.
- [NLSH08a] Neugebauer, Lorenz, Steger and Holstein. Modern methods of preforming titanium alloys for forging aero engine vanes. VDI Ber. 2008, 2028 pp.253-260.
- [NLSH08b] Neugebauer, Lorenz, Steger and Holstein. Cross Wedge Rolling in Preforming Titanium Alloy Aero Engine Vanes. Steel research international 79.2008, Special Edition. 2008, 2028 pp.375-381.
- [PAT96] Pater. Analysis of plane-strain rotational compression of rod by FEM. Journal of Materials Processing Technology Proceedings of the 6th International Conference on Metal Forming. 1996, Vol. 60, 1-4 pp.549-554.
- [PAT97] Pater. Theoretical method for estimation of mean pressure on contact area between rolling tools and workpiece in cross wedge rolling processes. Int.J.Mech.Sci. 1997, Vol. 39, 2 pp.233-243.
- [PAT99] Pater. Numerical simulation of the cross wedge rolling process including upsetting. Journal of Materials Processing Technology, 1999, Vol. 92-93, pp.468-473.
- [PAT00] Pater. Theoretical and experimental analysis of cross wedge rolling process. International Journal of Machine Tools and Manufacture, 2000, Vol. 40, pp.49-63.
- [PAT03] Pater. Tools optimisation in cross-wedge rolling. J.Mater.Process.Technol. 2003, Vol. 138, 1-3 pp.176-182.
- [PAT06] Pater. Finite element analysis of cross wedge rolling. Journal of Materials Processing Technology, 2006, Vol. 173, pp.201-208.
- [PAT09] Pater. Walcowanie Poprzeczno - Klinowe / EN POLONAIIS - Laminage Transversal. Monographie, 2009, pp.1-462.
- [PAWE94] Pater and Weroński. Determination of the contact area between the rolling tools and the workpiece in cross rolling process. J.Mater.Process.Technol. 1994, Vol. 45, 1-4 pp.105-110.
- [PBO96] Plancak, Bramley and Osman. Some observations on contact stress measurement by pin load cell in bulk metal forming. Journal of Materials Processing Technology Proceedings of the 6th International Conference on Metal Forming. 1996, Vol. 60, 1-4 pp.339-342.

- [**PBS05**] Pater, Bartnicki and Samolyk. Numerical modelling of cross-wedge rolling process of ball pin. J.Mater.Process.Technol. 2005, Vol. 164-165, pp.1235-1240.
- [**PEZH10**] Peng and Zhang. Theoretical research of the axial force about cross wedge rolling. Key Engineering Materials. 2010, Vol. 443, pp.27-32.
- [**PGAC05**] Piedrahita, Garcia Aranda and Chastel. Three dimensional numerical simulation of Cross-wedge rolling of bars. Advanced Technology of Plasticity. 2005, pp.257-257-262.
- [**PGAC06**] Piedrahita, Garcia Aranda and Chastel. Prediction of internal defects in Cross-Wedge Rolling of bars. Proceedings of 9th International Conference on Material Forming - ESAFORM 2006, pp.459-462.
- [**PGW06**] Pater, Gontarz and Weroniski. Cross-wedge rolling by means of one flat wedge and two shaped rolls. Journal of Materials Processing Technology Proceedings of the 11th International Conference on Metal Forming 2006, Vol. 177, pp.550-554.
- [**PIE06**] Piedrahita. Etude du laminage transversal. La Forge. 2006, Vol. 26, pp.14-20.
- [**PWKG99**] Pater, Weroński, Kazanecki and Gontarz. Study of the process stability of cross wedge rolling. Journal of Materials Processing Technology, 1999, Vol. 92-93, pp.458-462.
- [**PYN02**] Park, Yeom and Na. Characterization of deformation stability in hot forging of conventional Ti-6Al-4V using processing maps. J.Mater.Process.Technol. 2002, Vol. 130-131, pp.540-545.
- [**RAM10**] Ramadan. Une méthode MultiMaillages MultiPhysiques parallèle pour accélérer les calculs des procédés incrémentaux. Thèse de doctorat. 2010,
- [**RBD98**] Rappaz, Bellet and Deville. Modélisation numérique en science et génie des matériaux. 1998, Vol. Traité des Matériaux Vol. 10, pp.551.
- [**RE93**] Ryosen Engineers Co. On the factors causing the occurrence of the Mannesmann's defect in the cross rolling method. 1993, Vol. Document non publié - Interne Bêché, pp.1-22.
- [**SALO00a**] Sadko and Lorenz. Querwalzen von Getriebewellen ist Alternative zum Schmieden / EN ALLEMAND; Le laminage transversal d'arbre de boîte de vitesse comme alternative en forgeage. Maschinenmarkt. MM, das Industriemagazin 106. 2000, Vol. 34, pp.30-31.
- [**SALO00b**] Sadko and Lorenz. Herstellung der Anfangsformen von Getriebewellen durch Querwalzen / EN ALLEMAND; Fabrication de préforme d'arbres de boîtes de vitesses par laminage transversal. Umformtechnik 34. 2000, Vol. 3, pp.26-27.
- [**SCWO10**] Schüler and Wohlmuth. A virtual process layout for serial automotive production. Forging. 2010, Vol. July/August, pp.19-20.
- [**SHCH10**] Shchukin. Methods of research of efforts and contact stresses during cross and cross-wedge rolling. Document interne, non publié, PTI Minsk. 2010, pp.11.

[SHKO08 138] Shchukin and Kozhevnikova. Rolling Radius at Cross-wedge Rolling. Advanced methods and technologies for materials manufacture and processing, Theory and Practice of Cross-wedge Rolling. 2008, Vol. 4, PTI NAS Belarus pp.138-139.

[SHKO08 135] Shchukin and Kozhevnikova. Contact Surface Geometry at Cross-wedge Rolling. Advanced methods and technologies for materials manufacture and processing, Theory and Practice of Cross-wedge Rolling. 2008, Vol. 4, PTI NAS Belarus pp.135-137.

[SHKO08 163] Shchukin and Kozhevnikova. Non-contact deformation of ends surfaces. Advanced methods and technologies for materials manufacture and processing, Theory and Practice of Cross-wedge Rolling. 2008, Vol. 4, PTI NAS Belarus pp.163-164.

[SHKO08 170] Shchukin and Kozhevnikova. Accuracy at Cross-wedge rolling. Advanced methods and technologies for materials manufacture and processing, Theory and Practice of Cross-wedge Rolling. 2008, Vol. 4, PTI NAS Belarus pp.170-172.

[SHK08 176] Shchukin, Kozhevnikova and Kirdun. Cross-wedge Rolling Technology of Ball Pins. Advanced methods and technologies for materials manufacture and processing, Theory and Practice of Cross-wedge Rolling. 2008, Vol. 4, PTI NAS Belarus pp.176-178.

[SIE36] Siebel. Le Façonnage des Métaux par déformation plastique. Monographie, 1936.

[SIM85] Simonds. Method of Forging Metal Bars. Brevet d'invention US Patent Office. 1885, Vol. US319755, US319755

[SK97] Schmieder and Kettner. Manufacturing of hollow transmission shafts via bulk-metal forging. Journal of Materials Processing Technology, 1997, Vol. 71, pp.113-118.

[SLZH07] Shu, Li, Zhao and Hu. Theoretical and experimental study of varying rule of rolling-moment about cross-wedge rolling. J.Mater.Process.Technol. 2007, Vol. 187-188, pp.752-756.

[SMLBD09-19] Springer Material Landolt-Börnstein Database. C15/1.040, Metal Forming Data - deformation behaviour. SpringerMaterials - The Landolt-Börnstein Database. 2009, Vol. 19.

[SMLBD09-144] Springer Material Landolt-Börnstein Database. 38MnSiVS5/1.5231, Metal Forming Data - deformation behaviour. SpringerMaterials - The Landolt-Börnstein Database. 2009, Vol. 144.

[SOM72] Siegel, Oehme and Möckel. Werkstoffverhalten beim Querwalzen / EN ALLEMAND - Comportement du Matériau en Laminage Transversal. Neue Hütte. Juli 1972, Vol. Heft 7, pp.418-421.

[SPB11] Silva, Pires and Button. Damage evolution during cross wedge rolling of steel DIN 38MnSiVS5. Procedia Engineering. 2011, Vol. 10, pp.752-757.

[THESE] Mangin. Données, résultats, observations développés dans le cadre des travaux de thèse. 2012.

[THIS04] This. Modelling dishes and exploring culinary 'precisions': The two issues of molecular gastronomy. Br.J.Nutr. 2005, Vol. 93, SUPP pp.S139-S146.

- [TIU02] Takahashi, Inoue and Uchida. Characteristics of hot friction in commercially pure titanium. Nippon Steel Technical Report. Overseas. 2002, Vol. 85, pp.41-46.
- [TMJ82] Tsukamoto, Morimoto and Juge. Cross Roll Method for the production of axi-symmetrical stepped shaft. Proceeding so f the 2nd International Conference on rotary Metalworking Processes. 1982,
- [TMJT84] Tsukamoto, Morimoto, Tadayoshi and Takahashi. Application Study on Cross Roll Method for Axi-Symmetrical Stepped Shaft. Advanced Technology of Plasticity, 1984, Vol. II, pp.936-941.
- [TOS10] Toscanelli. SSSA and Research Proposals for CWR development. 2010, Vol. Not Published, ECCD meeting.
- [TRANS095] Auteur inconnu. Documentation de référence FORGE 2011, Partie 5: Données procédés. Document de support fournis par TRANSVALOR. 2011, pp.73.
- [ULMLK06a] Urankar, Lovell, Morrow, Li and Kawada. Development of a critical friction model for cross wedge rolling hollow shafts. Journal of Materials Processing Technology Proceedings of the 11th International Conference on Metal Forming 2006, Vol. 177, pp.539-544.
- [UPL95] Umbach, Pannasch and Lorenz. Entwicklungsfortschritte zum Querwalzen von Stahlwerkstoffen / EN ALLEMAND; Avancées pour le développement du laminage transversal des aciers. Umformtechnik, 1995, Vol. 3, pp.173-175.
- [WAHE04] Wang and He. A review of developments in the forging of connecting rods in China. J.Mater.Process.Technol. 2004, Vol. 151, 1-3 pp.192-195.
- [WEG98] Wegner. Werkstoffentwicklung für Schmiedeteile im Automobilbau /EN ALLEMAND - Développement de matériaux pour pièces de forge dans le secteur automobile. ATZ Automobiltechnische Zeitschrift. 1998, Vol. 12, pp.918-927.
- [WEP92] Weronski and Pater. Selection of geometric parameters of transverse wedge rolling tools. Journal of Materials Processing Technology, 1992, Vol. 34, pp.273-280.
- [WLD05] Wang, Li and Du. Current Trends in Cross Wedge Rolling for Part Forming. ISIJ International, 2005, Vol. 45, pp.1521-1525.
- [WLD09] Wang, Li and Du. Analysis of Metal Forming in Two-Roll Cross Wedge Rolling Process Using Finite Element Method. Journal of Iron and Steel Research International. 2009, Vol. 16, pp.38-43.
- [WLDZ04] Wang, Li, Du and Zheng. Hot deformation of austenite and prediction of microstructure evolution of cross-wedge rolling. Materials Science and Engineering: A, 2004, Vol. 379, pp.133-140.
- [WLDZ05] Wang, Li, Du and Zheng. A coupled thermal-mechanical and microstructural simulation of the cross wedge rolling process and experimental verification. Materials Science and Engineering A. 2005, Vol. 391, 1-2 pp.305-312.

[WXXZJ11] Wang, Xiang, Xiao, Zhou and Jia. Influence of cooling condition of tools on central deformation of workpiece and tool wear in cross wedge rolling. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology. 2011, pp.1-10.

[WYCZ10] Wang, Yuan, Cheng and Zong. 3D-CAD System for Cross Wedge Rolling Die / EN CHINOIS. Hot Working Technology. 2010, Vol. 39, pp.176-180.

[YILI05] Ying and Liu. FE Numerical Simulation of Temperature Distribution in CWR Process. Current Trends in High Performance Computing and Its Applications, 2005, pp.575-580.

[YIPA07] Ying and Pan. Analysis on temperature distribution in cross wedge rolling process with finite element method. J.Mater.Process.Technol. 2007, Vol. 187-188, pp.392-396.

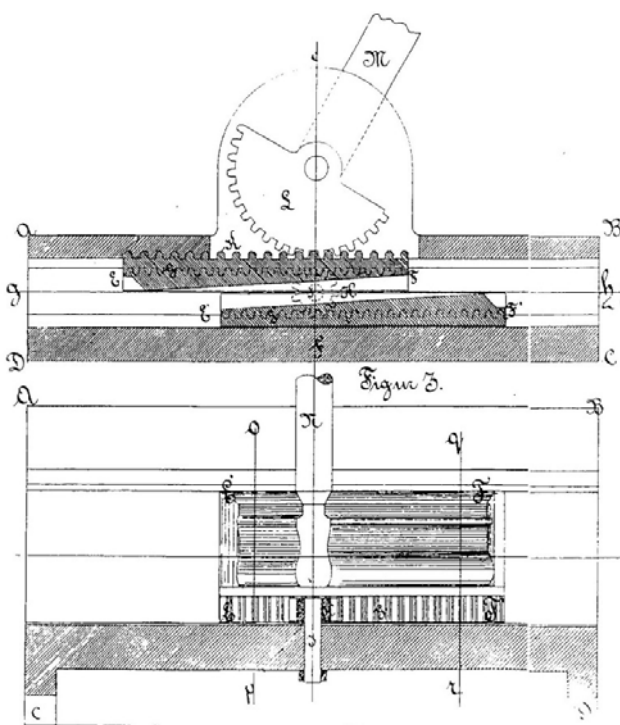
[YOTO90] Yoneyama and Tozawa. Direct Measurement of Stress and Heat between Work and Tool in Metal Forming. CIRP Ann.Manuf.Technol. 1990, Vol. 39, 1 pp.219-222.

[ZSH07] Zhao, Shu and Hu. Analysis of influence factors on mechanical parameters in multi-wedge cross rolling wedge forming automobile semi-axes. Beijing Keji Daxue Xuebao/Journal of University of Science and Technology Beijing. 2007, Vol. 29, 1 pp.63-66.

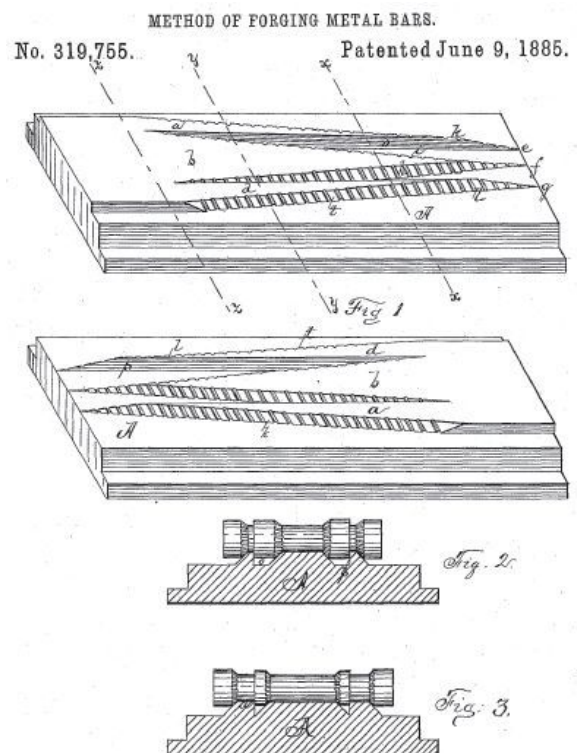
Annexe 1

Genèse du laminage transversal

Le brevet déposé par August Lebek en 1879 ne donne que peu de détails au sujet du type de pièces fabriquées et de leur qualité finale ; l'accent est mis en revanche sur la conception de la machine et sur le principe général du laminage transversal. Le déplacement des plaques est parallèle et il est assuré par l'engrenage d'un secteur denté solidaire d'un levier, sur une crémaillère taillée à l'arrière des matrices de mise en forme. Les faces chargées d'opérer le laminage sont en pentes, c'est-à-dire que le profil de pièce reste constant et la réduction de section s'opère par diminution de l'espace disponible entre les coins au fur et à mesure que les plaques avancent. La synchronisation du déplacement des matrices qui est visible sur la Figure 148, est réalisée par une roue dentée [AL1879]. La notion de coin telle qu'il est encore globalement utilisé aujourd'hui a été développée quelques années plus tard. Le brevet d'invention déposé par George Simonds en 1885, présente plusieurs vues de coin de mise en forme avec d'une part une section est variable et d'autre part la présence de forte stries présentes sur les flancs de ces coins [SIM85].



[AL1879]



[SIM85]

Figure 148 - Vues extraites de brevets d'invention, principe des outillages

Annexe 2

Lexique

Laminage Transversal (par coins): procédé de mise en forme des matériaux métalliques permettant l'obtention de préformes ou de bruts de forge semi-finis

Ang. Cross wedge rolling
 All. Keilquerwalzen
 Rus. поперечная клиновья прокатка
 Pol. Walcowania Klinowo-Rolkowego
 Tch. Pricne Klinove Valcovani

Domaine de fonctionnement: espace décrit par un ensemble de n paramètres, à l'intérieur duquel le processus de laminage fonctionne de manière stable et sans génération de défauts. Chaque paramètre est encadré par au moins une limite inférieure et une limite supérieure. Dans un second temps la notion d'indice de confiance peut être introduite pour renforcer le degré de confiance dans la stabilité des opérations.

Entrefer : écartement entre les surfaces de roulement de pièce des matrices.

Point remarquable : point géométrique nécessaire pour la projection des profils intermédiaires de coin de mise en forme. Les coordonnées X,Y,Z doivent être connues ou définies pour permettre la construction des profils, puis des surfaces d

Profil intermédiaire : ensemble des segments définissant le contour de la section transversale d'un coin pour une course donnée.

Rayon d'arête : deux faces planes sont reliées par une arête saillante dont l'acuité doit être plus ou moins aigue. Généralement un congé est utilisé dont la section est un arc de cercle dont le rayon est appelé « rayon d'arête »

Coin : ensemble ou partie de la gravure convexe d'un outillage destinée à provoquer la déformation sur la pièce. C'est un volume élémentaire situé en relief du plan de roulement dont la section varie progressivement le long de la course de matrice. Il peut être symétrique ou non.

Strie : rainure appliquée sur la surface d'outillage dont la morphologie et la répartition permet de renforcer localement l'adhérence de la pièce roulante lors de son passage.

Mise au mille : La mise au mille désigne la quantité de matière première nécessaire à l'obtention d'une pièce finale de 1000 kg. Cet indicateur prend en compte toutes les pertes de matière comprenant notamment le volume des bavures et des pertes au feu.

Opération : ce mot a le sens d'étape de la gamme de fabrication en forge. Dans ce document il est utilisé pour désigner une étape de mise en forme d'une gorge de la pièce

ou plus rarement au sens anglo-saxon désignant les activités de laminage au sens large.

Passé : sous-entendu « passe de mise en forme ». Le laminage transversal possède des similitudes avec l'usinage. La notion de prise de passe est introduite pour désigner le taux de pénétration du coin d'outillage dans la pièce en lien avec la course sur l'outillage. Le lien qualitatif peut être fait avec les ratios de réduction introduits au chapitre 1. Relations (9), (10) et (11).

Angle de formage α : sur l'aimable remarque du Dr Lorenz (IWU Chemnitz), il convient de prendre en compte une seconde définition de l'angle de formage dès lors que l'angle d'étirage β est trop important. La figure ci-dessous précise cette notion.

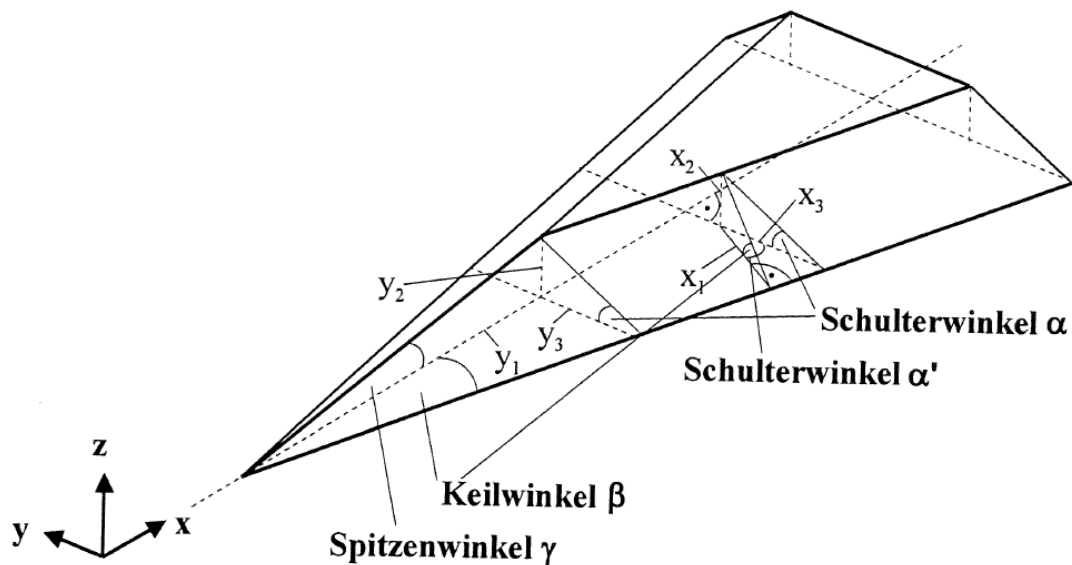


Figure 151 – Définition corrigée des angles de coin, proposée par Lorenz (IWU Chemnitz), Spitzenwinkel : angle de pente, Keilwinkel : angle d'étirage, Schulerwinkel : angle de formage

La distinction entre l'angle α et α' est nécessaire qu'une grande précision est attendue sur la géométrie du laminé. Cette distinction permet de tenir compte de l'influence du choix de l'angle d'étirage β sur la géométrie de l'outillage. Ces angles peuvent être reconnus équivalents dès lors que β est faible ($\cos \beta \approx 1$). Selon la méthode de conception retenue (par ajout ou enlèvement de matière), on pourra choisir plutôt de travailler avec l'un ou l'autre (α ou α') et le second angle ne sera finalement qu'une grandeur géométrique associée.

Les relations qui découlent de cette définition sont ainsi les suivantes :

$$\tan \alpha = \tan \alpha' \cos \beta \quad (82)$$

$$\tan \gamma = \tan \alpha \sin \beta \quad (83)$$

Annexe 3

Vue d'ensemble de la typologie des défauts

Type de défaut	Cause(s) possible(s)	Remède(s)	Document référence
Déflexions résiduelles et cambrage des pièces	Différences de vitesses tangentielles sur l'outillage Décalage inapproprié des matrices entre elles ; courses d'outillage mal synchronisées.	Modification de la texture de surface sur l'outillage Variation du calage angulaire des rouleaux ou de l'avance d'une matrice sur sa « partenaire »	[FD93]
Conicité	Provient de la variation des efforts durant le laminage lors d'une variation de température trop importante du matériau laminé (refroidissement ou chauffe).	Diminuer la conicité en agissant sur la diminution de l'effort de laminage ; cet effort est d'autant plus faible que la réduction de diamètre est plus faible et diminue également dans le cas d'une augmentation de la température de chauffe du lopin.	[SHKO08170]
Ovalisation de section, « Bourrage » de matière, Replis	Glissement sur l'outillage Présence de matière localement trop importante ; Repoussage longitudinal de matière insuffisant ;	Assurer une texture de surface permettant l'adhérence suffisante ; Modification de l'évolution du profil de coin de mise en forme ; Rendre concave la caractéristique hauteur de coin en fonction de la course.	[FD93], [LLST02]
Vrilles	Rayon de raccordement trop faible au sommet du coin de mise en forme	Augmentation du rayon de raccordement	[[GHKM98], [NKR98], [FD93]
Striction	Dépassement de la contrainte admissible dans la section considérée Effort axial trop important Température du matériau lopin trop élevée, contrainte d'écoulement trop faible, défaut de cohésion du matériau Angle de mise en forme α trop élevé en rapport avec un taux de réduction trop important Rayon d'arête trop fin sur le coin	Modification du profil de coin par adoucissement de la caractéristique d'évolution de la section du coin Modifier la température de lopin à la baisse Diminuer éventuellement la vitesse de déplacement des outillages (chute de la vitesse de déformation)	[FD93], Rapport d'essais [KRU09]
Rides	Présence de stries de surfaces trop marquées	Adoucir les arêtes des stries de roulement ; Augmenter l'écart entre les stries	[HEPL03]

Type de défaut	Cause(s) possible(s)	Remède(s)	Document référence
Cratères	Présence de corps étrangers en surface d'outillage	Nettoyage régulier des surfaces de mise en forme, Décalaminage préalable pour éviter le dépôt de paillettes	Aucune en particulier
Calamine incrustée	Rupture de la couche de calamine durant le roulage, créant des paillettes de calamine qui s'incruste en surface en surface de pièce	Modifier les conditions de chauffe des lopins ; Réduire les temps d'attente avant laminage Chauffe sous atmosphère contrôlée Décalaminage	[SHKO08 170]
Torsion et déformation angulaires	La torsion est principalement produite par la différence d'efforts tangentiels et d'efforts d'adhérence agissant sur les différentes portions de la pièce. Dissymétrie des textures de surface, Stries trop profondes sur certaines zones	Mise au point affinée des textures de surface de l'outillage ; correction pour une similitude des comportements tribologiques Adoucissement ou renforcement des stries d'entraînement Correction des profils de coin de mise en forme	[DATA84], [MLB11], [FD93], [GHKM98]
Cavités Internes et Effet Mannesmann	Cause majeure hautement probable : traction-compression alternée dans le plan perpendiculaire à l'axe longitudinal de pièce, à laquelle se superpose une contrainte de tension longitudinale. Rôle significatif de la propreté inclusionnaire propre à une coulée ; Rôle des inclusions de sulfure de manganèse, se comportant comme des amorces de fissures	Minimiser le nombre de rotation de pièce [SOM72] Minimiser la compression radiale de pièce en augmentant l'entrefer, augmenter l'angle α pour réduire la part radiale de l'effort de mise en forme Utiliser une configuration de laminage à trois rouleaux, celle-ci permettant d'exercer une pression dans trois directions [DAN84], [PIE06]. Surveillance de la propreté inclusionnaire des matériaux utilisés.	[SOM72], [DAN84], [PIE06], [MANNESSTRAMP08], [GFBB09], [LLST02]
Effet tulipe	Application d'une réduction de diamètre trop proche de l'extrémité du lopin	Eloignement de la réduction de diamètre de l'extrémité de pièce ou augmentation de la longueur initiale du lopin. NB : Défaut courant en bout de pièce, inévitable dans une stratégie de faible engagement matière	[SHKO08 163]
Glissement	Angle α trop faible Texture de surface trop peu marquée	Augmenter l'angle de formage Augmenter l'acuité des stries	Aucune en particulier

Annexe 4

Propriétés de l'acier C17

L'acier C17 a été largement utilisé dans le cadre des essais de laminage transversal. Il est issu de barres laminées à chaud de diamètre 27mm.

A 4.1 Caractérisation à froid

Une étude métallographique à froid est réalisée sur des lopins bruts pour connaître la dureté (Figure) et la taille moyenne de grain (Figure 153 et Tableau 50).

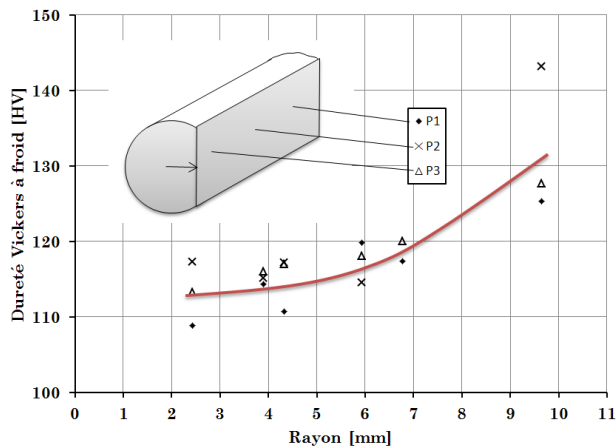


Figure 152 - Dureté Vickers mesurée en trois points (P1, P2, P3) à différentes profondeurs [LAKHLIFI11]

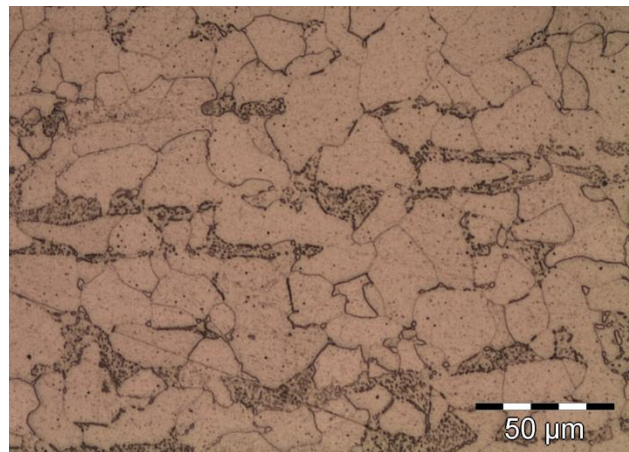


Figure 153 - Coupe micrographique de l'acier C17, état de livraison, structure ferrito-perlitique [LAKHLIFI11]

Tailles moyennes de grains [µm]			
Phase ferritique		Phase perlitique	
Direction de laminage	Direction Transverse	Direction de laminage	Direction Transverse
30,6	15,1	18,7	7,1

Tableau 50 - Tailles de grains mesurées sur un échantillon avant laminage [LAKHLIFI11]

A 4.2 Détermination du seuil de plasticité à chaud de l'acier C17

Un essai classique d'aplatissement entre tas plans est réalisé à chaud sur une série de lopins (Figure 154). Les données caractéristiques et les valeurs moyennes après compression sont indiquées dans le Tableau 51. La détermination du seuil de plasticité au sens défini par Chamouard 1964 [CHA64] est réalisée après calcul du coefficient géométrique de forme K, avec l'aide de l'abaque reproduit sur la Figure 155.

Matériau	C17
Hauteur initiale [mm]	50
Diamètre initial [mm]	22
Température du lopin [°C]	1050
Hauteur finale après compression [mm]	11
Diamètre finale du bombé [mm]	49,5
Facteur de Forme K [-]	0,22



Tableau 51 - Paramètres géométriques des lopins avant/après essais d'refoulement entre tas plans

Figure 154 - Vue du lopin après refoulement

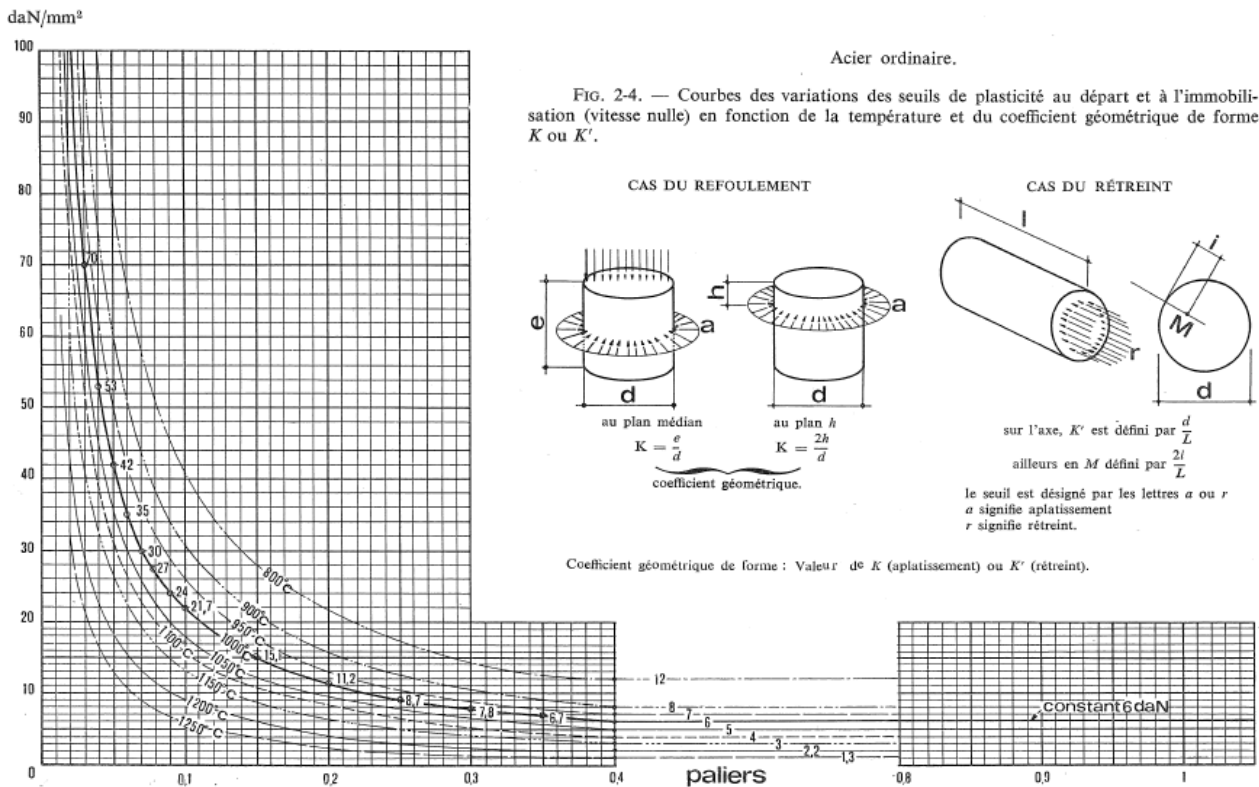


Figure 155 - Abaque de détermination du seuil de plasticité [CHA64]

La lecture de la caractéristique pour une température de 1050°C et un coefficient K=0,22 indique un seuil de plasticité de l'ordre de 9 daN/mm². Ce résultat est en accord avec les propriétés à chaud identifiées dans la bibliographie. Chamouard indique par ailleurs qu'autour de 1050 à 1100°C la plasticité est à peu près la même pour tous les aciers.

Annexe 5

Calcul de la température de contact

Dans le cas du contact pièce/outil lors du roulement, la température de contact T_C est estimée en considérant que le transfert thermique se fait par un contact parfait. La résistance thermique de contact est négligée et la température de surface des deux corps est considérée identique. Cette hypothèse est posée pour prendre en compte le cas le plus défavorable.

En posant que la pièce d'effusivité b_P est à la température $T_P = 1250^\circ\text{C}$

Et que la matrice d'effusivité b_M est à la température $T_M = 20^\circ\text{C}$

L'expression suivante issue du feuillet [M3013] est appliquée en prenant en compte les données physiques du Tableau 52 :

$$T_C = \frac{b_P \cdot T_P + b_M \cdot T_M}{b_P + b_M} \quad (84)$$

Matériau	Propriétés pour les aciers au carbone	
	20°C	900°C
Propriétés à la température	20°C	900°C
Conductivité thermique K [W. m-1.K-1]	46	29
Masse volumique ρ [kg.m3]	7800	
Chaleur massique C [J.kg-1]	460	625
Diffusivité thermique a [mm2/s]	13	6
Effusivité thermique b [kJ.m-2.s-1/2.K-1]	13	12

Tableau 52 - Propriétés physiques retenues pour le calcul de la température de contact de deux aciers

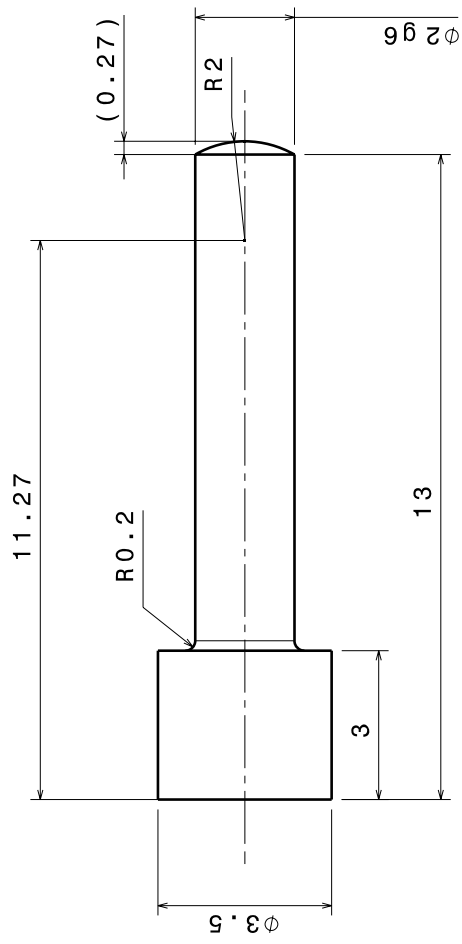
L'application numérique conduit à $T_C = 660^\circ\text{C}$ dans le cas extrême où les pièces seraient chauffées à 1250°C .

Dans le cas correspondant à la température de pièce de 1000°C à laquelle se sont déroulés les essais $T_C = 530^\circ\text{C}$.

Remarque : Cet ordre de grandeur est suffisamment élevé pour nécessiter une pièce intermédiaire (pion) dans le cadre des mesures de pression de contact. En effet le point de curie des capteurs piézoélectriques pourrait être atteint, rendant alors inopérant ce dispositif d'acquisition.

Annexe 6

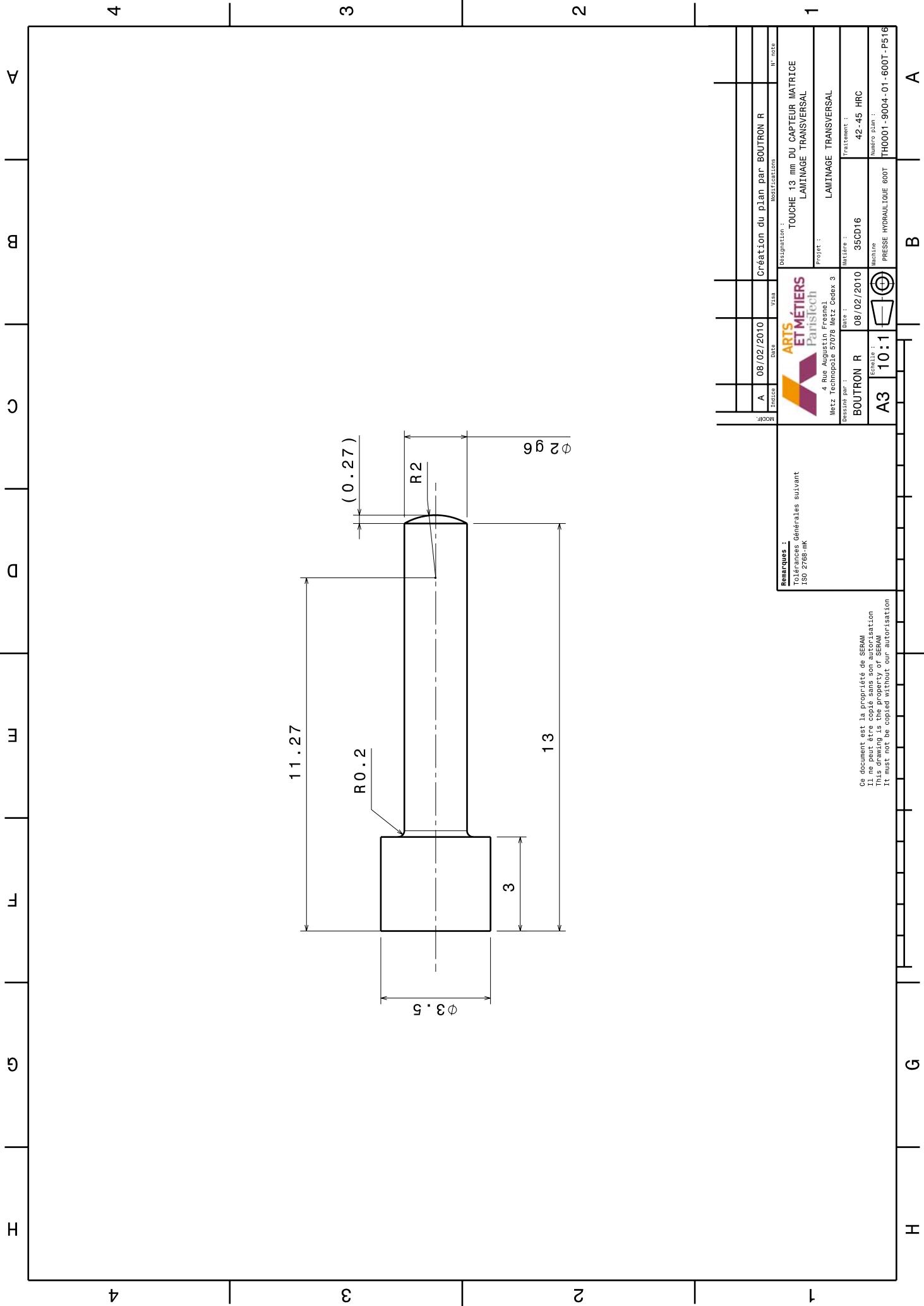
Plans des matrices de mesure de pression de contact



Remarques :
Tolérances Générales suivant
ISO 2768-MK

Ce document est la propriété de SERAM
Il ne peut être copié sans son autorisation
This drawing is the property of SERAM
It must not be copied without our autorisation

MOUF	DATE	VERSION	N° CAD
A	08/02/2010	1/001	
Description : Création du plan par BOUTRON R			
Designation : TOUCHE 13 mm DU CAPTEUR MATRICE			
Projet : LAMINAGE TRANSVERSAL			
Matière : LAMINAGE TRANSVERSAL			
Matière : 35CD16			
Matière : 42-45 HRC			
Matière : PRESSE HYDRAULIQUE 600T			
Matière : TH0001-9004-01-600T-P516			
Machine par : BOUTRON R		Date : 08/02/2010	
Machine : A3		Echelle : 10:1	
Machine : METZ TECHNOLOGIE 51078		Machine : METZ Cedex 3	



Annexe 7

Résultats de simulation numérique sur la préforme « haltère 9004 »

A 7.1 Objectifs

Les objectifs de la simulation numérique présentée ici sont les suivants :

- Reproduire la configuration des matrices MPC1 avec la présence d'un pion rigide frottant sur outil rigide.
- Observer l'évolution des paramètres physiques tels que température, contraintes, déformations, vitesse de déformation.
- Recueillir les valeurs de l'effort de contact à l'interface pièce/pion considérée comme équivalente à l'interface pièce/outil ; notamment en observant la zone de contact pièce/pion et en donnant une valeur de calcul pouvant être comparée aux résultats expérimentaux.

A 7.2 Mise en données et configuration des matrices

La mise en donnée retenue dans un premier temps comporte deux demi-matrices rigides. Les trois perçages pour l'implantation de pions rigides sont conservés sur l'une des matrices. Les paramètres retenus sont résumés dans le Tableau 53.

Grandeur	Valeur, Loi	Détail(s), Commentaire(s)
LOPIN (UpperDie)		
Diamètre	27 mm	
Longueur	43,5 mm	Symétrie
Volume	15968 mm ³	
Matériau	C14.tmf	Supposé proche de l'acier C17 utilisé pour les essais
Température	1250°C	
Taille de Maille	2 mm	
Maillage Initial : Nb Nœuds Nb Eléments	N : 2505 E : 11615	Fichier STL Maillage uniforme, sans raffinement particulier
Frottement	Viscoplastique (alpha = 0,7 ; p = 0,15)	Type Norton-Hoff sur
Exchange Thermique avec Outils	steel-hot-medium.tef	
Exchange Thermique avec Air	Air.tef	
Période de remaillage	20	
MATRICE FIXE (LowerDie) / MATRICE MOBILE (UpperDie)		
Frottement	Sans	
Exchange Thermique	Sans	
Température	20°C	
Maillage matrice Inf. Maillage matrice Sup. Maillage Pion	Surfacique STL / N : 1303 ; E : 2573 Surfacique STL / N : 656 ; E : 1152 Surfacique STL / N : 255 ; E : 506	
Commande Cinématique	Presse hydraulique, 30mm/s, Course 500mm	
PARAMETRES GENERAUX		
Template	3D Laminage transversal	Discrétisation temporelle Runge-Kutta 2 inclus par défaut
Durée Maximum d'un pas de temps	0,0005 s	
Température ambiante	50°C	
Fichier	\\MPCI_9004_MAI2011.tsv\Analysis\ResultDataBase\3_MPCI_9004_MAI2011_OR_PR_ADIAB_frotviscoplastcomplet_C14\results	

Tableau 53 - Principaux paramètres de la mise en donnée FORGE©

A 7.3 Résultats

Les principaux résultats analysés ici sont les suivants :

- La contrainte équivalente de Von Mises [MPa],
- La température [°C]
- La déformation généralisée [-]
- La vitesse de déformation [s⁻¹]
- L'effort résultant pièce/outil [kN]
- La vitesse de glissement tangent entre la pièce et l'outil [mm/s]
- L'amplitude de la contrainte tangentielle à l'interface pièce/outil [MPa]

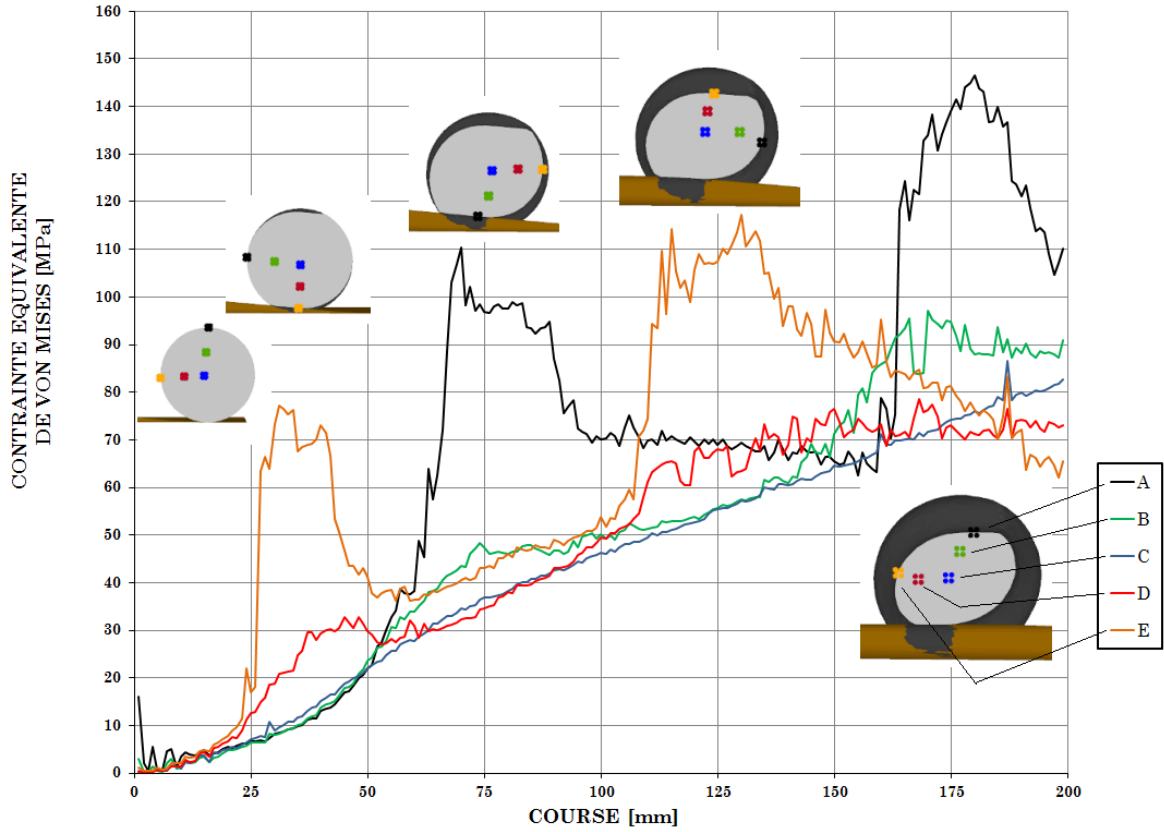


Figure 156 – Evolution de la contrainte équivalente de Von Mises en cinq points de la section centrale d'une préforme haltère en fonction de la course de laminage.

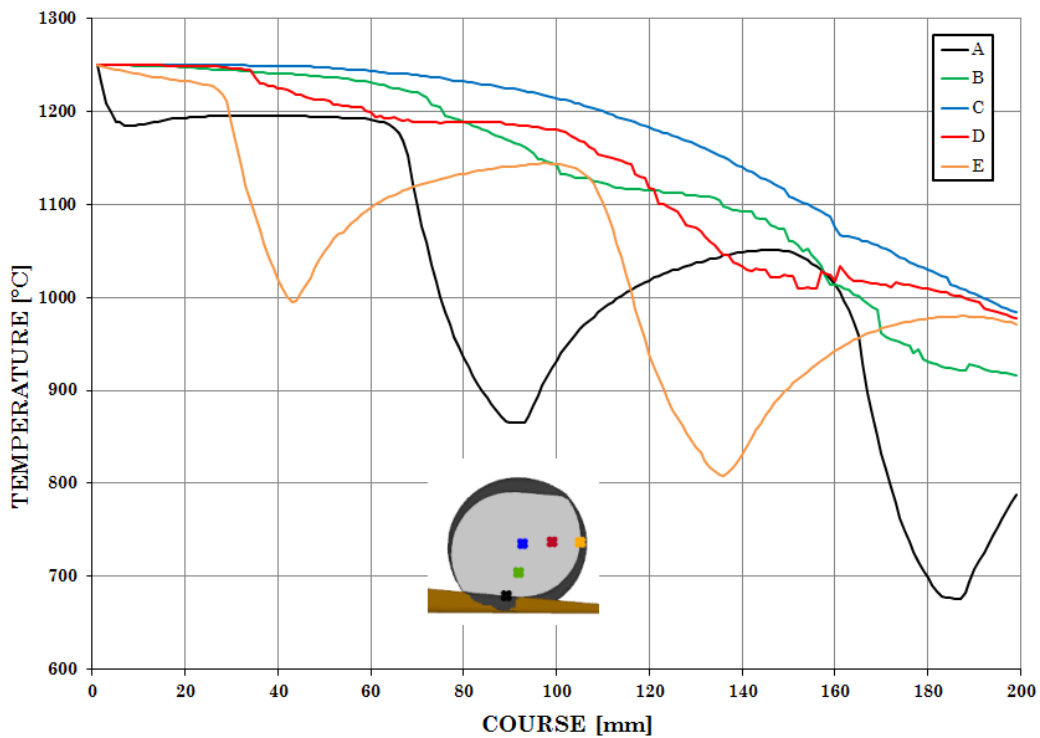


Figure 157 - Evolution de la température en cinq points de la section centrale d'une préforme haltère en fonction de la course de laminage.

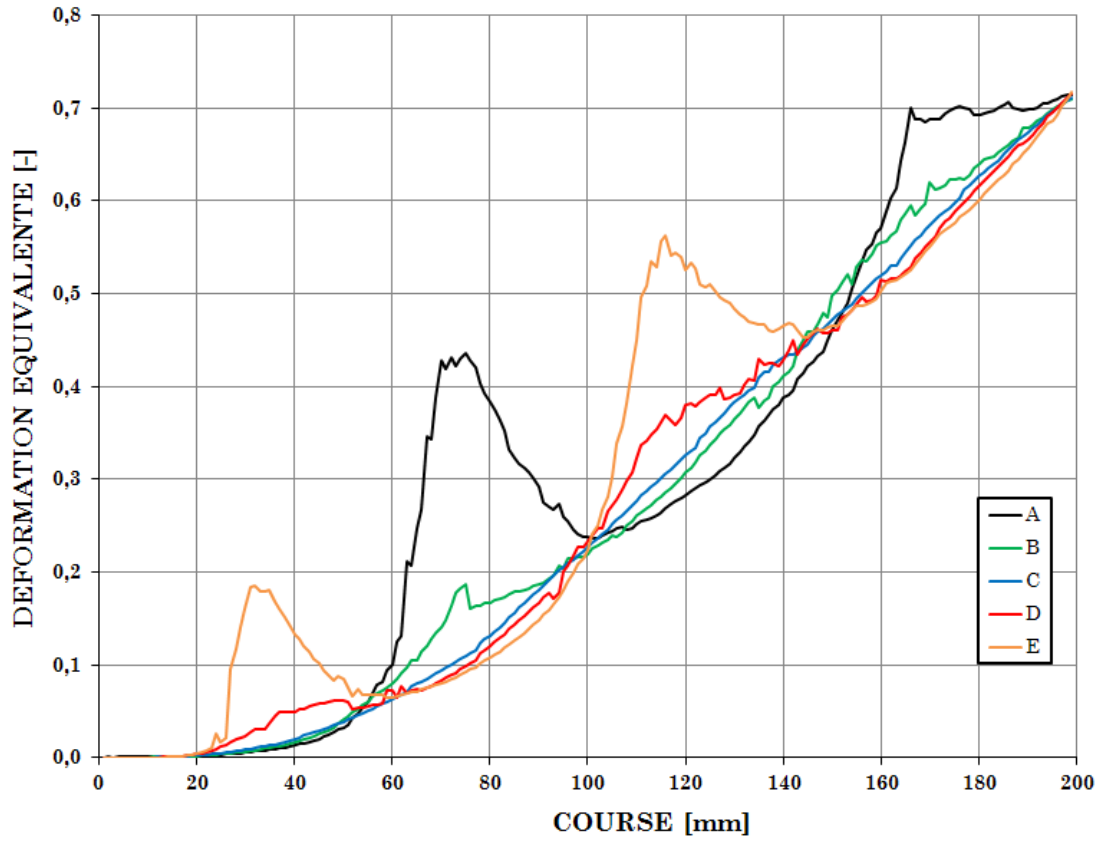


Figure 158 - Evolution de la déformation équivalente $\bar{\epsilon}$ en cinq points de la section centrale d'une préforme haltère en fonction de la course de laminage.

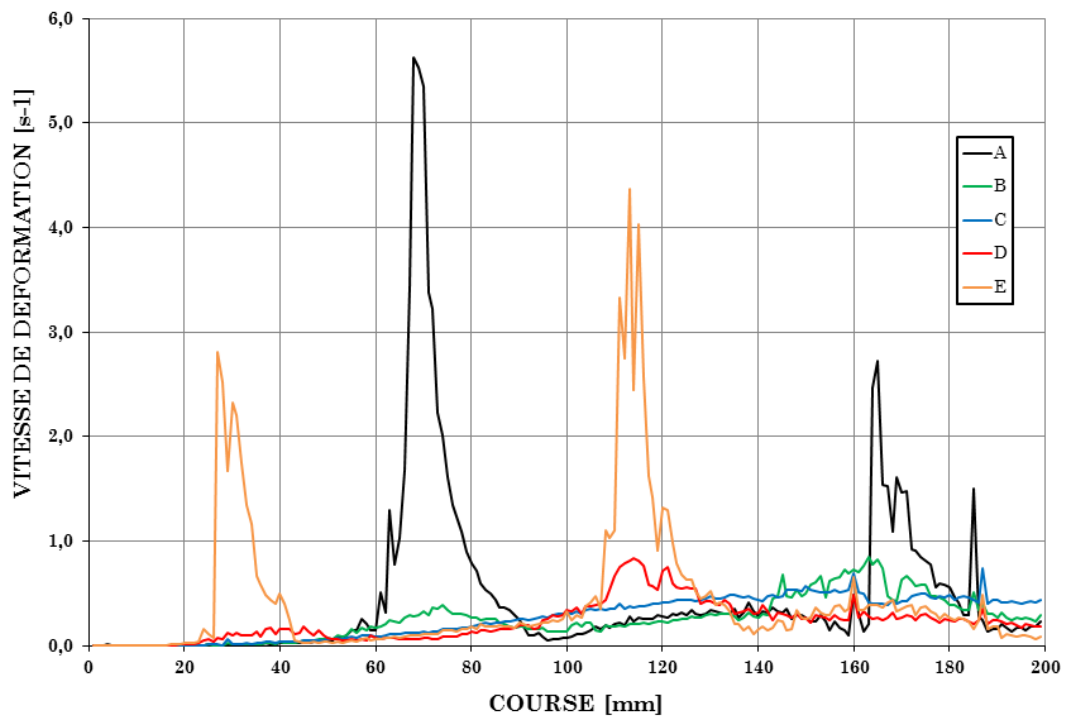


Figure 159 - Evolution de la vitesse de déformation $\dot{\epsilon}$ en cinq points de la section centrale d'une préforme haltère en fonction de la course de laminage.

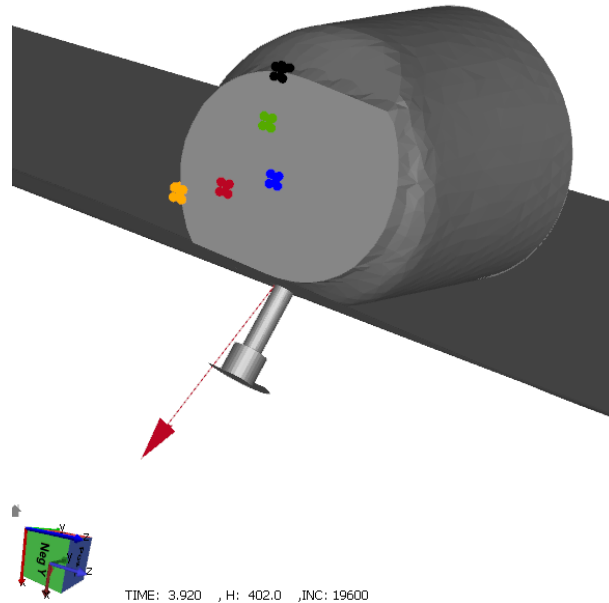


Figure 160 - Effort résultant pièce/outil - Amplitude calculée = 7,85 kN

L'effort résultant sur la matrice est de l'ordre de 7,85 kN.

La vitesse de glissement tangentielle relevée dans cette position est comprise entre 1 et 2 mm/s.

La contrainte tangentielle à l'interface pièce outil relevée dans cette position est comprise entre 40 et 45 MPa.

A 7.5 Conclusions

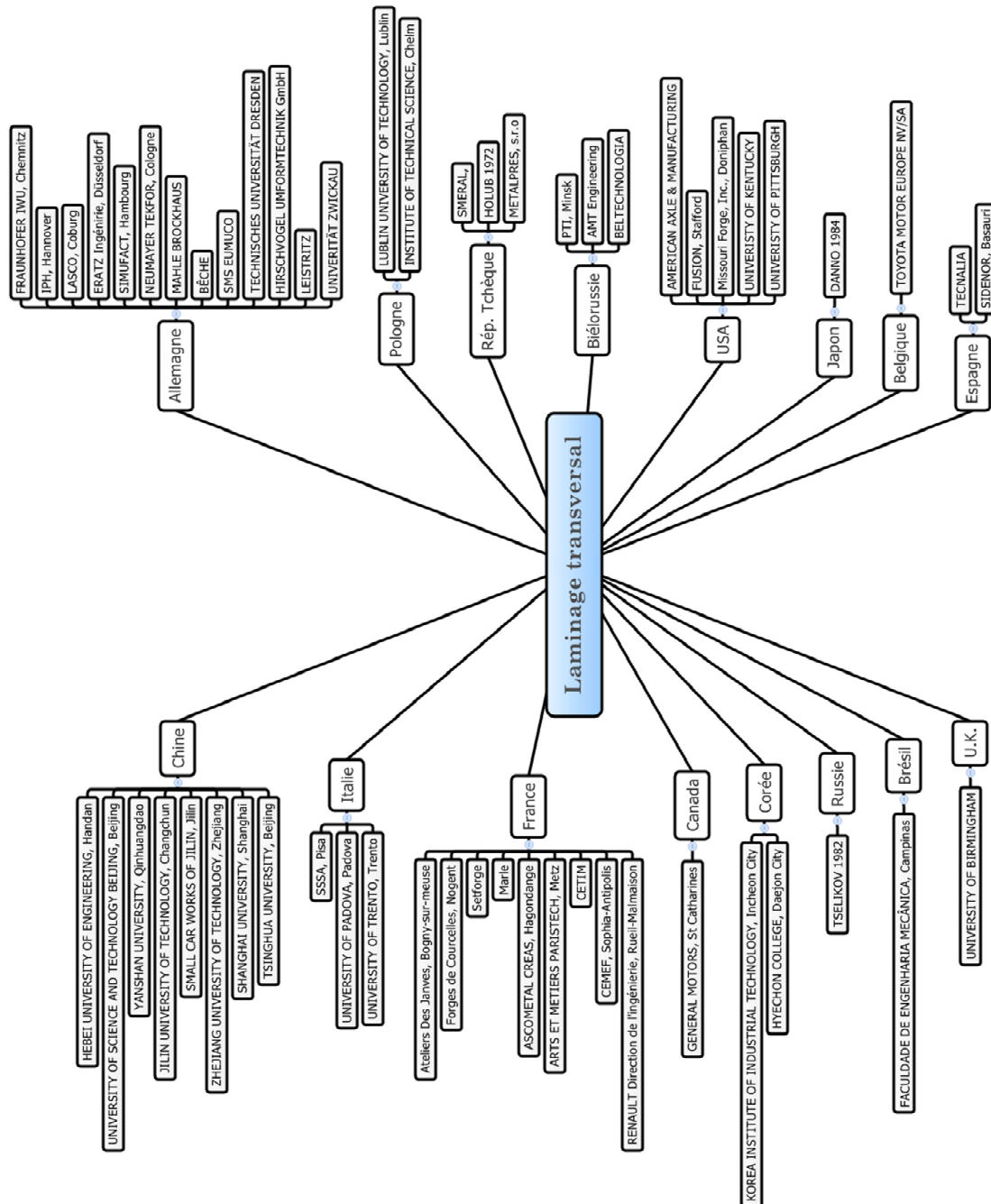
Les observations suivantes peuvent être faites relativement à l'évolution de contrainte équivalente, de la température, de la déformation généralisée et de la vitesse de déformation :

- Les résultats numériques affichent des variations importantes sur les paramètres essentiellement lors du contact pièce/outil. Ce constat confirme que les variations majeures sont localisées en peau de pièce.
- Le chargement cyclique est clairement mis en évidence.
- Sur la section centrale, la condition de symétrie imposée dans la mise en donnée, induit l'absence de déplacement longitudinal. Les déformations engendrées sont principalement une compression quasi-uniaxiale pour cette section. Une déformation angulaire est visible sur la surface ; cet effet de torsion est en rapport avec les observations sur les pièces laminées.
- La contrainte de Von Mises connaît un pic important lors du chargement sur les points situés à l'interface pièce/outil ; le point qui se trouve à mi rayon est chargé plus faiblement.
- La déformation équivalente affiche également des pics lors du contact ce qui confirme le caractère incrémental de la mise en forme. Le point situé à 90° de la zone subissant la mise en forme enregistre une déformation

décroissante (bombé concave), ce qui confirme le phénomène de « bourrelet » latéral lié à la compression entre matrice.

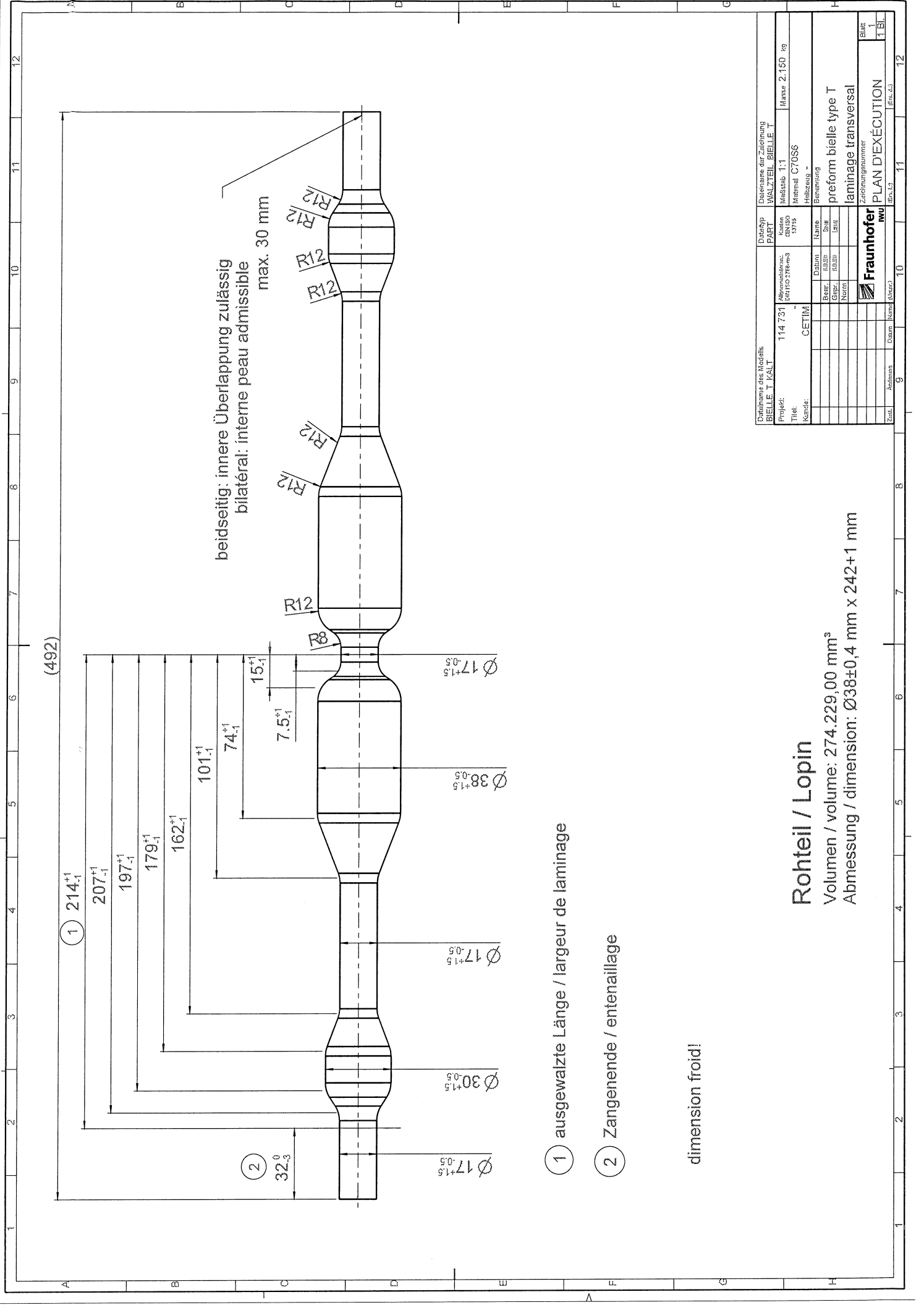
- Le contact vers la course $C = 87\text{mm}$ semble être le plus intense en terme de sollicitations thermomécaniques. La déformation est élevée, tout comme la vitesse de déformation qui atteint $5,6\text{ s}^{-1}$.
- Les températures chutent brutalement à chaque contact pièce/outil. L'effet de peau est ici très important car le point situé à mi rayon n'est pas impacté. Les observations expérimentales valident ce comportement dans la mesure où les zones sortant du contact sont très sombres (équivalence température-couleur de pièce) et reprennent rapidement une coloration équivalente aux autres zones de la pièce. Un flux de chaleur contribuerait donc à refroidir très localement la pièce, qui se trouve aussitôt réchauffée par la conduction de chaleur venant du cœur de pièce où l'énergie calorifique est « stockée ». Cette observation confirme l'effet qualitatif d'un chargement thermique cyclique des surfaces ayant été mises en forme. Les propriétés de la matière sont probablement modifiées très localement en raison de cette variation de température. Le calage des paramètres d'échanges thermiques tels que l'effusivité et le coefficient d'échanges thermiques doit se faire en rapport avec des essais expérimentaux pointus et difficiles à mettre en place, en vue d'affiner la connaissance du niveau quantitatif de ces échanges. Du point de vue outillage, les conditions d'une fatigue thermique sont réunies.

Annexe 8 Principaux acteurs du laminage transversal



Annexe 9

Plan des matrices de préformes de bielles 9023



beidseitig, innere Überlappung zulässig
 bilatéral: interne peau admissible
 max. 30 mm

① ausgewalzte Länge / largeur de laminage

② Zangenende / entenaillage

dimension froid!

Rohteil / Lopin

Volumen / volume: 274.229,00 mm³

Abmessung / dimension: Ø38±0,4 mm x 242±1 mm

Dateiname des Modells BIELLE_T_KALT		Dateiname der Zeichnung WALZTEIL_BIELLE_T	
Projekt: 114 731	Abgrenzungs- Liniensystem S103	Aktion 3103	Maßstab 1:1
Titel: Kunde: CETIM		Material C70S6	Massz. 2,150 kg
Datum		Berechnung	
Erst:	Gepr.:	preform bielle type T	
Gepr.:	Gepr.:	laminage transversal	
Nachr.:	Nachr.:	Zeichnungsnummer	
Erst:		PLAN D'EXECUTION	
Erst:		Blatt 1	
Erst:		Blatt 1 BI	

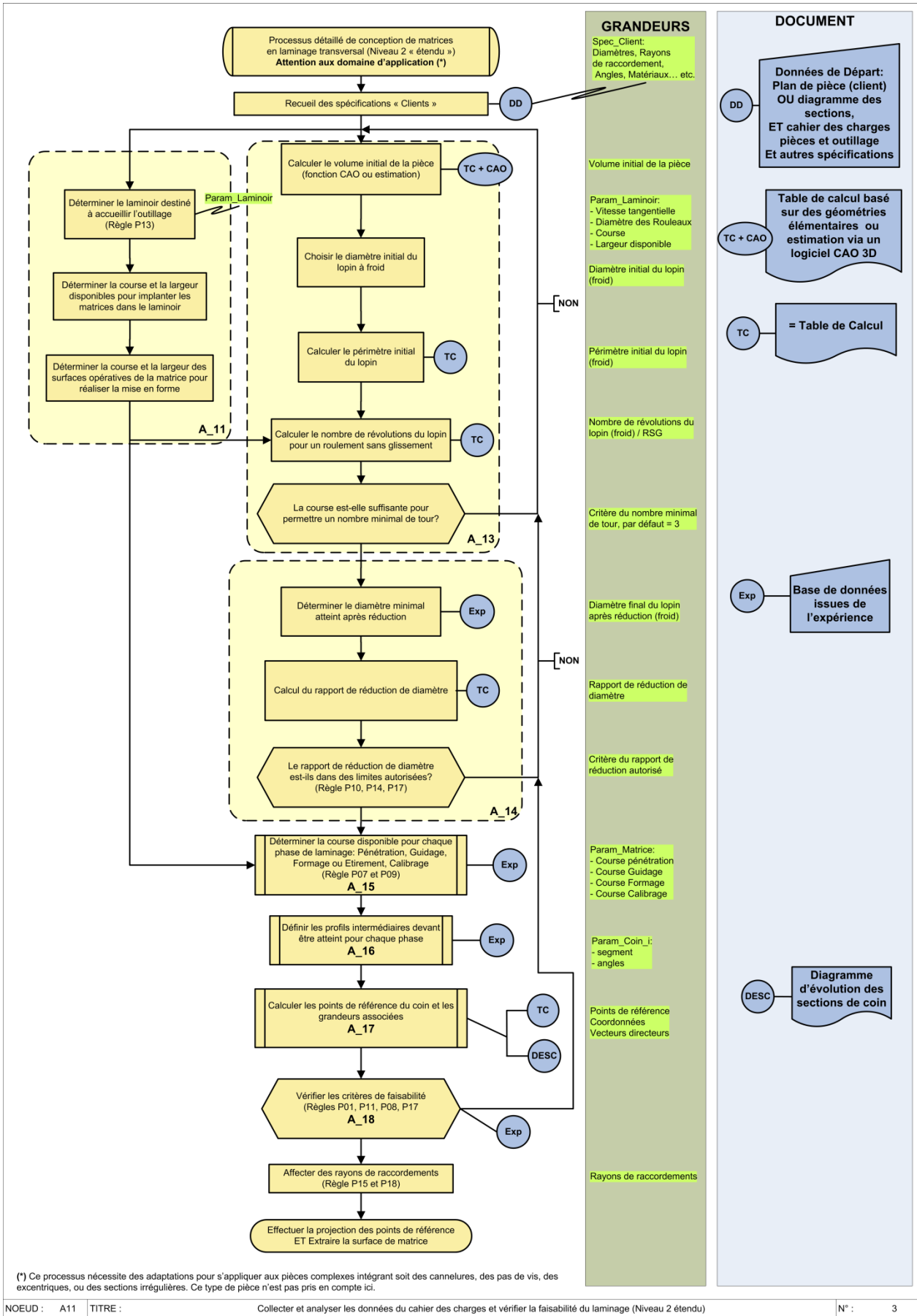


Fraunhofer
 IWT

Annexe 10

Complément sur la procédure COLT

Le logigramme de la page suivante (Figure 160) présente le niveau 2 étendu de la procédure de conception d'outillage de laminage transversal.



(*) Ce processus nécessite des adaptations pour s'appliquer aux pièces complexes intégrant soit des cannelures, des pas de vis, des excentriques, ou des sections irrégulières. Ce type de pièce n'est pas pris en compte ici.

Figure 160 - Détail de niveau 2 étendu du logigramme COLT

Identifizierung der Schlüsselparameter des Keilquerwalzen: zur Formalisierung der wissenschaftlichen und technologischen Erkenntnisse

ZUSAMMENFASSUNG: Das Keilquerwalzen, eine inkrementelle hauptsächlich warm Umformtechnik, erlaubt Schmiederohlinge mit hohem Qualitätsniveau zu herstellen zusammen mit bemerkenswerten Gewinn auf das Materialausbringen im Vergleich zu anderen Prozessen. Die Doktorarbeit befasst sich mit dem Stand der Technik dieser komplexen Technologie, die noch unbekannt in Frankreich bleibt. Diese Arbeit verlässt sich auf eine Synthese der geltenden Gesetze aus umfangreicher Literatur sowie als eine Identifizierung der wesentlichen Parameter des Prozesses. Da die Werkzeug/Teil-Kontaktbedingungen überwiegend sind, ist eine Kontaktdruckmessung auf spezifischen Matrizen mit integrierten Messeinrichtungen entwickelt worden, um die Schwere der Anstrengungen zu charakterisieren. Vorformen aus Stahl, Titan und Kupfer-Aluminium-Legierung sind mit einer einfachen Durchmesserreduktion gewalzt, um die tribologischen und rheologischen Eigenschaften des Teils / Werkzeug Paar aufzuzeigen. Um zu demonstrieren, dass die Drehantrieb-bedingung der Teile ein Schlüsselfaktor für den Prozess ist, werden experimentelle Untersuchungen durchgeführt. Dies zeigt die Rolle der Oberflächentextur, um fehlerfreie Teile und deren Einfluss auf interne thermomechanische Geschichte zu erhalten. Viele Schwierigkeiten im Zusammenhang mit Werkzeugeinrichtung sind auf der Basis von experimentellen Beobachtungen identifiziert und weiterhin in einem Ansatz für Werkzeugauslegung integriert. Ein Verfahren für die Matrix-Auslegung ist vorgeschlagen, das auf einer Synthese von Literatur- sowie als experimentell ermittelten Regeln sich verlässt. Eine Fallstudie ist entwickelt mit Integration der Werkzeugkonstruktion, der numerische Simulation mit FORGE ©-Software und der Feineinstellung auf einer ENSAM-Versuchseinrichtung. Ein Überblick über den Prozess und seine Schlüsselparameter wird schließlich vorgeschlagen.

Schlüsselworte: Querwalzen, inkrementelle Umformtechnik, Fertigungstechniksteuerung, Experiment, Formalisierung der Kenntnisse.

Identification des paramètres clés du laminage transversal : vers la formalisation des connaissances scientifiques et technologiques

RESUME : Le laminage transversal, procédé de mise en forme des métaux essentiellement développé « à chaud », permet d'obtenir des bruts de haut niveau de qualité en réalisant un gain notable sur l'engagement matière face à d'autres procédés. Les travaux de thèse dressent l'état de l'art de cette technologie complexe et mal connue en France ; ils s'appuient sur une bibliographie dense et diversifiée pour synthétiser les lois qui régissent ce procédé et identifier les paramètres significatifs. Les conditions du contact pièce/outil étant prépondérantes, la mesure de la pression de contact est développée sur des matrices instrumentées afin de caractériser la sévérité des efforts. Des préformes en acier, titane et alliage base cuivre-aluminium avec simple réduction de diamètre sont fabriquées pour mettre en évidence les spécificités du contact pièce-matrice au niveau tribologique et rhéologique. En vue de démontrer que la condition d'entraînement en rotation des pièces est un facteur clés de pilotage du procédé, de nombreux essais expérimentaux pointent le rôle de la texture de surface pour l'obtention de pièces sans défauts, ainsi que son influence sur l'histoire thermomécanique interne. Les nombreuses difficultés liées à la mise au point d'outillages sont identifiées sur la base d'observations expérimentales et ensuite intégrée dans une démarche de conception d'outillage. Une procédure de conception d'outillage est ainsi proposée en s'appuyant sur une synthèse de règles issues de la bibliographie ainsi que de règles déterminées par les travaux expérimentaux. Une étude de cas sur une préforme « balustre » est traitée ; elle intègre la conception des matrices, la simulation numérique avec le logiciel FORGE© ainsi que les essais de mise au point d'outillage sur un banc développé à l'ENSAM. Une vision d'ensemble sur le procédé et les paramètres qui le gouvernent est finalement proposée.

Mots clés : Laminage transversal, formage incrémentale, maîtrise de procédé de fabrication, expérimentation, formalisation des connaissances

Identification of key parameters of the cross-wedge rolling: Towards formalization of scientific and technological knowledge

ABSTRACT: The cross-wedge rolling is an incremental metal forming process, essentially developed at high temperatures, dedicated to manufacture blanks with high quality level while realizing significant gain on yield compared to other processes. The thesis work addresses the state of the art regarding this complex technology which remains quite undeveloped in France. A synthesis based on extensive literature points out some of the governing laws along with significant parameters of the process. As the workpiece/die contact is seen to be the main concern of this process, contact pressure measurements devices have been implemented on specific dies to characterize the severity of forming efforts. Preforms with a simple diameter reduction, made of steel, titanium and copper-aluminum-based alloy, are manufactured to highlight the tribological and rheological characteristics of the part/tool couple. To demonstrate that, the condition to keep the rotational drive of parts is a key factor driving the process, many experimental tests are performed. This shows the role of surface texture to obtain defect-free parts and its influence on internal thermomechanical history. Many difficulties related to tool set-up and developments are identified on the basis of experimental observations which are then integrated in the tool design approach. A tool design procedure is proposed, which is based on a synthesis of literature rules as well as rules identified during experimental work. A case study of a "baluster-shape" preform is carried out integrating the die design, numerical simulations with the FORGE© software and also die testing and fine-tuning on a bench developed at ENSAM. An overview of the process and its governing key-parameters is finally proposed.

Keywords : Cross-wedge Rolling, forging, incremental forming, manufacturing process control, experimentation, knowledge formalisation