



**HAL**  
open science

# Contribution à l'amélioration du processus d'industrialisation du laminage transversal

Catalina Gutierrez

► **To cite this version:**

Catalina Gutierrez. Contribution à l'amélioration du processus d'industrialisation du laminage transversal. Génie des procédés. Ecole nationale supérieure d'arts et métiers - ENSAM, 2017. Français. NNT : 2017ENAM0027 . tel-01685217

**HAL Id: tel-01685217**

**<https://pastel.hal.science/tel-01685217>**

Submitted on 16 Jan 2018

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

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

École doctorale n° 432 : Science 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*

**Catalina GUTIERREZ**

le 26 septembre 2017

## **Contribution à l'amélioration du processus d'industrialisation du laminage transversal**

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

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

### Jury

**M. Pierre-Yves MANACH**, Professeur des Universités, Université de Bretagne Sud  
**Mme. Katia MOCELLIN**, Maître de recherche, CEMEF, MINES ParisTech Sophia-Antipolis  
**M. Guillaume RACINEUX**, Professeur des Universités, Ecole Centrale de Nantes  
**M. Cyrille BAUDOIN**, Maître de conférences, LCFC, ENSAM de Metz  
**M. Régis BIGOT**, Professeur des Universités, LCFC, ENSAM de Metz  
**M. Hervé BONNEFOY**, Maître de conférences, Université de Reims Champagne-Ardenne  
**M. Laurent DUBAR**, Professeur des Universités, LAMIH, Université de Valenciennes  
**M. Laurent LANGLOIS**, Maître de conférences, LCFC, ENSAM de Metz  
**M. Pierre-Yves MANACH**, Professeur des Universités, Université de Bretagne Sud  
**M. Éric FREMEAUX**, Directeur technique, Ateliers des Janves, Bogny-sur-Meuse

Président  
Rapporteur  
Rapporteur  
Examineur  
Examineur  
Examineur  
Examineur  
Examineur  
Examineur  
Invité



## Remerciements

Ces travaux de thèse ont été réalisés au sein du Laboratoire Conception Fabrication Commande (LCFC) de l'Ecole Nationale Supérieure d'Arts et Métiers à Metz en collaboration avec l'entreprise Ateliers des Janves (ADJ), fabricant autonome de bielles en France et le fournisseur des principaux constructeurs automobiles et équipementiers européens.

Je tiens à remercier mon directeur de thèse Régis BIGOT pour m'avoir accueilli au sein du Laboratoire LCFC. J'ai rejoint l'équipe en 2012 pour réaliser mon projet de fin d'études, ensuite j'ai continué en tant qu'ingénieur AMvalor et aujourd'hui j'arrive au terme de mes travaux de thèse. Je le remercie pour m'avoir accordé la confiance pendant ces années et avoir dirigé cette thèse. Je remercie également Laurent LANGLOIS et Cyrille BAUDOIUN, maîtres de conférences. Travailler avec vous a été une aventure extraordinaire. Grâce à vos conseils, patience et soutien j'ai grandi professionnellement et humainement. Mes remerciements vont également à Eric FREMEAUX, directeur technique chez ADJ, pour ses conseils et discussions techniques durant ces trois années de thèse.

Je tiens à remercier à l'ensemble des membres du jury pour le temps accordé à l'évaluation de mon travail. M Pierre-Yves MANACH, pour avoir accepté de présider ce jury de thèse. Mme Katia MOCELLIN et M Guillaume RACINEUX, pour avoir accepté d'être rapporteurs de ce travail. Enfin, M Hervé BONNEFOY et M Laurent DUBAR, pour avoir examiné mon travail.

Je tiens à remercier mes collègues de l'ENSAM qui ont participé de près ou de loin au bon déroulement de la thèse. A tous mes collègues (aujourd'hui amis) qui ont passé par le bureau B152 (nombreux ! Bruno, François, Marc, Philippe, Fanny...). Je salue également à mes derniers collègues de bureau à la communauté de l'ADEPA (Sandra, JB, Corentin, Florian et Maher). De manière générale, merci à tous pour votre aide et bons moments : Alex, Daniel, Stéphane, Etienne, Lazhar, Josselin, Camille, Tudor, Sandra, Eric, Sophie, Stéphanie, Véronique, SCI et Céline (J'espère ne pas avoir oublié personne). Mes remerciements vont également à mes collègues ardennais, spécialement à Nicolas, Mohamed et Dominique.

Je remercie vivement à M Jean-Michel LESIRE et sa femme Isabelle pour m'avoir hébergé dans leur maison pendant mes séjours à Charleville-Mézières. Merci pour votre accueil chaleureux.

Je pense à mes amis français et colombiens pour leur soutien, les bières, les cinémas, les voyages, bref... tous les bons moments : les messines (Carole, Marielle, Sophie, Anne-Laure, Anne-Claire et Jess), Virgilio, Simon, Zak, Enora, Olivier, Stella, Negar et les colombiennes (Dani, Lu, Lauris, Pili, Vero y Kathy).

Je pense fortement à ma famille, mes proches, mon oncle, mes grands-parents, la Mona y Roberto, Olgui y Vicky qui de loin et de près m'ont toujours accompagné et encouragé. Vous êtes toujours dans mon cœur.

A mes parents, ma sœur et Tassio, vous êtes le plus grand trésor de ma vie. Je pense que je ne pourrais jamais trouver les mots pour exprimer la chance incroyable de vous avoir dans ma vie.

## **Merci à tous**

Cata GUTIERREZ, septembre 2017

...  
*Out there things can happen  
And frequently do  
To people as brainy  
And footsy as you*

...  
*And then things start to happen  
Don't worry, don't stew  
Just go right along  
You'll start happening too*

*Oh! The places you'll go...*

*Dr. Seuss*

# Table des métiers

Introduction générale	1
1 Industrialisation du procédé de laminage transversal.....	6
1.1 Introduction .....	6
1.2 Contexte industriel de l'étude.....	6
1.2.1 Fabrication d'une bielle forgée pour l'automobile.....	7
1.2.2 Cycle de vie d'outillage de laminage transversal .....	10
1.2.3 Problématique industrielle.....	13
1.3 Conception des outillages .....	13
1.3.1 Le procédé de laminage transversal .....	13
1.3.2 Méthode de conception « COLT » .....	24
1.3.3 Conclusions .....	35
1.4 Etat de l'art de la simulation numérique du laminage transversal .....	35
1.4.1 Dans la littérature.....	35
1.4.2 La simulation chez ADJ.....	40
1.4.3 Conclusions .....	43
1.5 Usure des outillages.....	44
1.5.1 Modes d'endommagement des outillages à chaud .....	44
1.5.2 Méthodes de prévention de l'endommagement des outillages à chaud.....	57
1.5.3 Conclusions .....	59
1.6 Conclusions générales.....	60
1.7 Bibliographie .....	61
2 Simulation numérique du laminage transversal.....	68
2.1 Introduction .....	68
2.2 Mise en données du modèle numérique de référence .....	70
2.3 Résultats numériques .....	73
2.3.1 Géométrie de la pièce finale issue de la simulation.....	73
2.3.2 Phases clés du procédé .....	77

2.4	Etude paramétrique de robustesse de la simulation numérique .....	84
2.4.1	Machine de calcul et version du logiciel de simulation.....	85
2.4.2	Pas de temps maximum.....	86
2.4.3	Distance de pénétration (Dpen).....	87
2.4.4	Type de fichier d'origine d'outillage .....	89
2.4.5	Taille de maille du lopin.....	91
2.4.6	Vitesse de rotation des rouleaux.....	92
2.4.7	Coefficient de frottement.....	94
2.4.8	Température initiale du lopin.....	98
2.4.9	Coefficient d'échange thermique.....	99
2.4.10	Conclusions .....	100
2.5	Confrontation simulation-expérimentation .....	102
2.5.1	Résultats numériques .....	102
2.5.2	Résultats expérimentaux.....	103
2.5.3	Discussions confrontation expérimentation-simulation .....	104
2.6	Conclusions et perspectives.....	116
2.7	Bibliographie .....	117
3	Règles de Conception d'Outillages de Laminage Transversal (COLT).....	120
3.1	Introduction .....	120
3.2	Définition de la configuration d'un outillage.....	121
3.3	Intégration des indices de confiance à la méthodologie COLT .....	126
3.3.1	Rappel sur la logique floue.....	127
3.3.2	Application de la logique floue aux indices de confiance.....	129
3.3.3	Optimisation locale pour la sélection des paramètres du coin.....	131
3.3.4	Optimisation globale de l'outillage.....	135
3.4	Evaluation de la méthodologie COLT.....	136
3.4.1	Mise en place du plan d'expériences.....	137
3.4.2	Résultats .....	139
3.5	Conception d'outillage suivant la méthodologie COLT du cas industriel .....	147
3.5.1	Comparaison des indices de confiance et risque des défauts .....	151

3.5.2	Comparaison du comportement simulé en laminage .....	154
3.5.3	Résultats .....	163
3.6	Conclusions .....	164
3.7	Perspectives .....	165
3.8	Bibliographie .....	167
4	Défauts à long terme. Analyse des instabilités du procédé .....	171
4.1	Introduction .....	171
4.2	Gamme de fabrication des outillages .....	172
4.2.1	Matériau des outillages X38CrMoV5 .....	173
4.2.2	Nitruration .....	176
4.3	Cycle de vie des outillages .....	178
4.4	Défauts des pièces laminées .....	179
4.4.1	Défauts types .....	180
4.4.2	Défauts à long terme .....	182
4.5	Critères d'arrêt de l'outillage .....	184
4.6	Usure des outillages .....	188
4.6.1	Identification des zones d'usure .....	188
4.6.2	Analyses numériques .....	194
4.6.3	Analyses thermiques .....	198
4.6.4	Profil local de l'usure. Analyses métallographiques et mesures de dureté .....	204
4.6.5	Conclusions .....	224
4.7	Conséquences de l'usure .....	225
4.7.1	Evolution progressive de l'usure. Point de vue des pièces laminées .....	225
4.7.2	Modélisation numérique du procédé avec la géométrie scannée .....	243
4.7.3	Essais expérimentaux avec lopins de différentes longueurs .....	249
4.7.4	Conclusions .....	253
4.8	Conclusions et Perspectives .....	254
4.9	Bibliographie .....	256
5	Conclusions et perspectives .....	258
5.1	Contexte .....	258

5.2	Approche suivie.....	258
5.3	Contributions.....	259
5.4	Limitations rencontrées.....	260
5.5	Perspectives.....	261

# Table des figures

Figure 1 – Principe du procédé de laminage transversal .....	1
Figure 2 – Rôle du laminage transversal dans le processus de fabrication de bielles .....	2
Figure 1-1 – Processus de fabrication de bielle semi-finie (brut de forge).....	7
Figure 1-2 – Répartition de la matière selon les dimensions de la préforme .....	7
Figure 1-3 – (a) laminage transversal et (b) laminage à retour.....	8
Figure 1-4 – Description de la préforme de bielle.....	9
Figure 1-5 – Caractéristiques de l’outillage de laminage transversal fabricant la préforme de bielle.....	9
Figure 1-6 – Configuration du laminoir transversal à deux rouleaux.....	10
Figure 1-7 – Segments d’outillage.....	11
Figure 1-8 – Relavage des segments d’outillage .....	12
Figure 1-9 – Principe du laminage transversal.....	13
Figure 1-10 – Principe du laminage transversal .....	14
Figure 1-11 – Etapes du laminage transversal d’une pièce d’une moitié de préforme de bielle.....	14
Figure 1-12 – Exemple des pièces obtenues par laminage transversal [9].....	15
Figure 1-13 – Configurations retenues en industrie : laminoir à plaques et à deux rouleaux .....	15
Figure 1-14 – Schéma du procédé de laminage transversal : zones de fonctionnement de coin de mise en forme et progression de la pièce en cours de laminage [3] .....	17
Figure 1-15 – Taux de déformation obtenu par simulation numérique MEF [14].....	18
Figure 1-16 – Schéma de la zone de contact lors de la déformation du (a) profil longitudinal et (b) profil axial [15] .....	19
Figure 1-17 – Profil circulaire après déformation selon la longueur de contact du méplat formé par l’écrasement et le frottement b [16] .....	19
Figure 1-18 – Paramètres géométriques d’un coin de mise en forme.....	21
Figure 1-19 – Défauts types des pièces laminées.....	22
Figure 1-20 – Exemple d’une pièce laminée avec cavités internes [22] .....	22
Figure 1-21 – Cycle de compression et traction alterné [25] .....	23
Figure 1-22 – Influence de l’angle de formage sur la formation et la taille de cavités internes [2] .....	23
Figure 1-23 – Influence de l’angle d’étirement sur la formation et la taille de cavités internes [2] .....	24
Figure 1-24 – Paramètres du coin de mise en forme et relation pièce-coin.....	26
Figure 1-25 – Relations géométriques entre les paramètres du coin.....	29
Figure 1-26 – Collecter les caractéristiques géométriques de la pièce.....	30
Figure 1-27 – Angles de formage $\alpha$ de la zone de calibrage imposés par la géométrie de la pièce à laminier .....	31
Figure 1-28 – (a) coin de mise en forme et (b) profil à la fin de la zone de calibrage avec les points remarquables .....	32
Figure 1-29 – Schéma des relations géométriques entre un coin de mise en forme à plat et à deux rouleaux.....	33
Figure 1-30 – (a) distribution de la contrainte principale dans une section de la pièce en cours de déformation et (b) distribution de la contrainte hydrostatique dans une section de la pièce en cours de déformation [39] .....	36
Figure 1-31 – Température au centre de la pièce en cours de laminage suivant (a) l’angle d’étirement et (b) l’angle de formage [17] .....	37

Figure 1-32 – (a) Configuration du laminage transversal, (b) distribution de la température de la pièce en cours de laminage (d’une part on observe les points en surface et d’autre part on observe les points au centre de la pièce) et (c) distribution des efforts pendant le cycle de laminage.....	38
Figure 1-33 – Temps de formation et localisation des cavités internes [38].....	38
Figure 1-34 – Directions de l’écoulement de la matière dans le cas (a) d’une pièce de réduction simple et (b) d’une pièce avec plusieurs réductions de diamètre .....	39
Figure 1-35 – Modèle 3D du laminage transversal développé par ADJ .....	41
Figure 1-36 – Confrontation simulation – expérimentation de la torsion de la pièce après laminage. (a) Ligne de marquage en surface en simulation et (b) ligne de marquage lors des essais expérimentaux [46].....	42
Figure 1-37 – Visualisation de la torsion pour deux simulations numériques avec deux coefficients de frottement différents [46].....	42
Figure 1-38 – Visualisation d’une dissymétrie au niveau de la torsion lors des essais expérimentaux.....	43
Figure 1-39 – Réseau de fissures de fatigue thermique sur une matrice nitrurée [48].....	45
Figure 1-40 – Visualisation de fissures d’oxydes et d’une zone fortement déformée plastiquement. Microstructure du rayon convexe de matrice pour différents aciers à outils après 1000 cycles de forgeage. Conditions de forgeage (Température de l’outil 200°C, matériau du lopin C45, température de forgeage 1100-1250°C, contact lubrifié, durée du cycle 13s, dureté de l’outil 47HRC) [51].....	47
Figure 1-41 – Usure par adhésion [54] .....	48
Figure 1-42 – Usure par abrasion [54] .....	48
Figure 1-43 – Usure par abrasion dans le rayon de raccordement de la surface d’une matrice de forge [48] .....	49
Figure 1-44 – (a) configuration à deux rouleaux du laminage transversal et (b) relation vitesse tangentielle de l’outillage et vitesse de laminage [56].....	50
Figure 1-45 – Configuration du cas d’étude et points de mesure sur l’outillage [11] .....	51
Figure 1-46 – Variations de la profondeur de l’usure selon (a) le taux de réduction, (b) l’angle de formage et (c) l’angle d’étirement [11].....	52
Figure 1-47 – Evolution des angles de formage et d’étirement après usure .....	53
Figure 1-48 – Profondeur de l’usure (mesuré en simulation) en fonction de la température initiale du lopin [56] .....	53
Figure 1-49 – Déformation incrémentale du lopin dans la zone de pénétration [56] .....	54
Figure 1-50 – (a) Points de mesure de la profondeur de l’usure, (b) Profondeur de l’usure et (c) Usure maximale au point P4 [4] .....	55
Figure 1-51 – Usure par fatigue [54] .....	56
Figure 1-52 – Différentes types de traitement de surface [61] .....	58
Figure 2-1 – Chaîne numérique de l’industrialisation du procédé .....	69
Figure 2-2 – Mise en données pour la simulation numérique de laminage transversal.....	70
Figure 2-3 – Géométrie de la pièce laminée issue de la simulation numérique.....	74
Figure 2-4 – Volume du lopin en cours de laminage lors de la simulation numérique.....	74
Figure 2-5 – Phénomène de conicité dans la réduction du corps de bielle.....	75
Figure 2-6 – Evolution progressive du rayon de la section d’analyse pendant la phase d’étirement permettant d’observer l’apparition du phénomène de conicité.....	76
Figure 2-7 – Défaut de rectitude se produisant à la fin du cycle de laminage lors de la formation de la tenue .....	77

Figure 2-8 – Formation des réductions pendant le cycle de laminage .....	77
Figure 2-9 – Phase de pénétration de la réduction du corps de bielle .....	78
Figure 2-10 – Phase d'étirement de la réduction du corps de bielle.....	79
Figure 2-11 – Phase de calibrage de la réduction du corps de bielle.....	80
Figure 2-12 – Les différentes étapes de la formation de la réduction de la tenue.....	81
Figure 2-13 – Efforts outil/pièce s'exerçant sur une demi-pièce [2].....	82
Figure 2-14 – Courbe d'effort tangentiel du cycle de laminage.....	83
Figure 2-15 – Géométrie de la pièce en cours de laminage à différents instants du cycle .....	83
Figure 2-16 – Relation couple moteur – effort tangentiel.....	84
Figure 2-17 – Courbe du couple moteur du cycle de laminage pour un demi-lopin.....	84
Figure 2-18 – Comparaison de la géométrie de la pièce laminée issue des deux simulations avec une mise en données identique.....	85
Figure 2-19 – Variation du volume du lopin selon le pas du temps (a) 0,0005s et (b) 0.02s .....	87
Figure 2-20 – Surface en contact selon la distance de pénétration (a) $Dpen = 0,01$ et (b) $Dpen = 0,1$ .....	88
Figure 2-21 – Géométrie de la pièce laminée selon la distance de pénétration (a) $Dpen = 0,01$ et (b) $Dpen = 0,1$ .....	89
Figure 2-22 – Qualité de surface d'outil suivant le type de fichier généré par ProENGINEER® (a) type .stl et (b) type .stp.....	90
Figure 2-23 – Courbe de couple moteur des simulations selon le fichier d'outillage (a) type .stl et (b) type .stp..	91
Figure 2-24 – Distribution du critère d'endommagement Latham-Cockroft selon la taille de maille du lopin (a) 1,5mm et(b) 3mm .....	92
Figure 2-25 – Relation vitesse tangentielle de l'outillage et vitesse tangentielle de laminage [3].....	93
Figure 2-26 – Schéma de l'évolution de la vitesse tangentielle des outillages selon le relavage.....	93
Figure 2-27 – Forme de la pièce laminée à l'instant $t=2,46s$ de la simulation avec un coefficient de frottement $\alpha = 0,5$ .....	95
Figure 2-28 – Géométrie finale de la pièce des simulations avec un coefficient de frottement de (b) $\alpha$ référence et (c) $\alpha = 1,5$ .....	96
Figure 2-29 – Courbes d'effort tangentiel des simulations avec un coefficient de frottement de (a) $\alpha = 0,5$ , (b) $\alpha$ référence et (c) $\alpha = 1,5$ .....	97
Figure 2-30 – Courbes d'effort tangentiel des simulations avec une température initiale du lopin de (a) 1250°C et (b) 1150°C.....	98
Figure 2-31 – Influence de la température de laminage sur les contraintes de contact à l'interface pièce/outil [3].....	99
Figure 2-32 – Température en surface en fin de laminage pour un coefficient d'échange thermique $h$ (W/m <sup>2</sup> ) (a) 104, (b) 102 et (c) 106 .....	100
Figure 2-33 – Analyse de la température au centre de la pièce en cours de laminage en fonction de la température initiale des outillages [6] .....	100
Figure 2-34 – Couple moteur en simulation d'un cycle de laminage de la pièce complète.....	103
Figure 2-35 – Couple moteur en conditions industrielles de 5 cycles de laminage.....	104
Figure 2-36 – Confrontation entre (a) pièce laminée issue de la simulation et (b) trois pièces réelles.....	105
Figure 2-37 – Exemple de variations de longueur de la tenue .....	106

Figure 2-38 – Phénomène de conicité en simulation et dans la réalité .....	106
Figure 2-39 – Forme de tulipe à l'extrémité de la pièce en simulation et dans la réalité.....	107
Figure 2-40 – Défaut de rectitude en simulation en dans la réalité .....	108
Figure 2-41 – Défaut de spirilage en simulation et dans la réalité.....	108
Figure 2-42 – Confrontation des couples de laminage simulés avec ceux mesurés sur la ligne de production industrielle .....	110
Figure 2-43 – Confrontation simulation-expérimentation en fonction des variations de (a) coefficient de frottement et (b) température de laminage.....	111
Figure 2-44 – Confrontation simulation-expérimentation du couple moteur en fonction des variations de l'entrefer (a) entrefer de référence, (b) mesure industrielle, (c) entrefer +1mm et (d) entrefer -1mm .....	113
Figure 2-45 – Différentes étapes de la formation de la tenue pour (a) lopin de longueur L et (b) lopin longueur L+1mm.....	114
Figure 2-46 – Confrontation simulation-expérimentation du couple moteur en fonction des variations de la longueur du lopin (a) longueur L, (b) mesure industrielle et (c) longueur L+1mm.....	115
Figure 3-1 – Classification type de pièces laminées.....	122
Figure 3-2 – Classification type de coins.....	122
Figure 3-3 – Facettes actives de formage d'un coin central.....	123
Figure 3-4 – Facettes actives de formage d'un coin latéral .....	123
Figure 3-5 – Diagramme de relations entre le type de pièces et le type de coins.....	124
Figure 3-6 – Exemples de coins associés selon le type de pièce laminée [3] .....	125
Figure 3-7 – Type de pièces laminées où le diamètre initial entre les réductions est réduit.....	125
Figure 3-8 – Classification de la préforme de bielle .....	126
Figure 3-9 – Configuration de l'outillage associée à la préforme de bielle.....	126
Figure 3-10 – Représentation graphique d'un ensemble de (a) logique booléenne et (b) logique floue.....	128
Figure 3-11 – Opérations de sous-ensembles : (a) Réunion, (b) Intersection et (c) Complémentation.....	128
Figure 3-12 – Fonction de fiabilité normalisée de l'angle de formage $\alpha$ .....	130
Figure 3-13 – Zones de risque de défauts de (a) glissement, (b) striction et (c) cavités internes .....	131
Figure 3-14 – Evolution de l'angle de formage $\alpha$ dans le cas d'un coin (a) avec les profils principaux et (b) avec les profils principaux et intermédiaires .....	133
Figure 3-15 – Différentes stratégies pour intégrer les profils intermédiaires.....	134
Figure 3-16 – Position relative des coins.....	136
Figure 3-17 – Schéma de la pièce laminée du cas d'étude COLT.....	137
Figure 3-18 – Paramètres géométriques des trois coins de mise en forme de l'outillage de laminage transversal .....	138
Figure 3-19 – Zones de défauts de (a) glissement, (b) striction et (c) cavités internes .....	139
Figure 3-20 – Pièces laminées résultantes en simulation (a) outillage Glissement, (b) outillage Striction et (c) outillage Cavités internes .....	140
Figure 3-21 – Comparaison du phénomène de conicité et le phénomène de striction .....	141
Figure 3-22 – Résultats d'analyse du défaut de striction.....	142
Figure 3-23 – Plan de coupe (0 1 0) pour l'analyse de cavités internes.....	143

Figure 3-24 – Analyse des cavités internes des pièces laminées des cas (a) glissement, (b) striction et (c) cavités internes selon les critères d'endommagement de Latham- Cockroft, Oyane et Rice-Tracey.....	144
Figure 3-25 – Positionnement du nœud pour l'analyse du phénomène de glissement.....	144
Figure 3-26 – Analyse du phénomène de glissement.....	145
Figure 3-27 – Analyse du glissement. Position initiale et finale des nœuds .....	145
Figure 3-28 – Suivi de trajectoire en direction z des nœuds pour la simulation du cas de glissement.....	146
Figure 3-29 – Paramètres géométriques du coin de la tenue de l'outillage « COLT ».....	149
Figure 3-30 – Paramètres géométriques du coin du corps de bielle de l'outillage « COLT ».....	149
Figure 3-31 – Paramètres géométriques du coin central de l'outillage « COLT ».....	150
Figure 3-32 – Zones de risque de défauts du coin de la tenue (N1) .....	152
Figure 3-33 – Zones de risque de défauts du coin du corps de bielle (N2) .....	153
Figure 3-34 – Zones de risque de défauts du coin central (N3).....	154
Figure 3-35 – pièce laminées résultantes des simulations des outillages « CHEMNITZ », « ADJ » et « COLT » .....	155
Figure 3-36 – Analyse du phénomène de conicité des outillages (a) « CHEMNITZ », (b) « ADJ » et (c) « COLT » suivant l'analyse du rapport de diamètre.....	156
Figure 3-37 – Comparaison de taille de la « tulipe » à la fin du cycle de laminage de (a) « CHEMNITZ », (b) « ADJ » et (c) « COLT ».....	157
Figure 3-38 – Vue axiale des pièces laminées résultantes des simulations (a) « CHEMNITZ », (b) « ADJ » et (c) « COLT ». Analyse du défaut de rectitude .....	158
Figure 3-39 – Défaut de rectitude dans la simulation et dans la réalité .....	159
Figure 3-40 – Comparaison du défaut de rectitude en simulation et dans la réalité.....	159
Figure 3-41 – Méthode d'analyse du contact entre le lopin et les réglettes de guidage.....	160
Figure 3-42 – Temps de contact lopin/ réglettes (a) outillage « CHEMNITZ », (b) outillage « ADJ » et (c) outillage « COLT ».....	161
Figure 3-43 – Comparaison du risque de cavités internes des pièces laminées avec (a) outillage « CHEMNITZ », (b) outillage « ADJ » et (c) outillage « COLT ».....	162
Figure 4-1 – Schéma de la gamme de fabrication d'outillage .....	173
Figure 4-2 – Dureté suivant la température de revenu [4] .....	175
Figure 4-3 – Micrographies de la structure à cœur du X38CrMoV5 (a) structure martensitique, (b) détails de cette structure, (c) lattes de martensite et (d) carbures inter et intra lattes [5].....	175
Figure 4-4 – Couches caractéristiques d'un acier nitruré (nuance 33CrMoV12-9, temps de nitruration 48h, température 520°C) [9] .....	177
Figure 4-5 – Nitruration gazeuse d'un acier AISI H13 à une température de 550°C pendant 10h avec un taux de dissociation (a) 0,18. Sans couche de combinaison. (b) 0,88. Couche de combinaison faible. (c) 2,8. Couche de combinaison [10].....	177
Figure 4-6 – Cémentite intergranulaire apparaissant sous formes de « fils d'ange » (attaque chimique nital 3%) [9] .....	178
Figure 4-7 – Cycle de vie des outillages pendant les années 2014 - 2016.....	179
Figure 4-8 – Défaut de spirilage présente tout au long du cycle de vie d'outillage.....	180
Figure 4-9 – Phénomène de conicité dans la réduction du corps de bielle.....	181

Figure 4-10 – Défaut de torsion dans la réduction de la tenue tout au long du cycle de vie d'outillage .....	182
Figure 4-11 – Défaut de rectitude à long terme dans le cycle de vie d'outillage .....	182
Figure 4-12 – Défaut de surface dû à l'usure de l'outillage dans la réduction du corps de bielle (N2) .....	183
Figure 4-13 – Défaut de surface dû à l'usure de l'outillage dans la tête de la bielle.....	184
Figure 4-14 – Défaut de réglages .....	184
Figure 4-15 – Défaut sur la bielle : mauvais remplissage de matière.....	186
Figure 4-16 – Défaut sur la bielle : repli travers.....	187
Figure 4-17 – Défaut sur la bielle : rayures superficielles .....	187
Figure 4-18 – Défaut sur la bielle : paille.....	187
Figure 4-19 – Installation de la mesure optique 3D des outillages avant et après le cycle de vie .....	189
Figure 4-20 – Nuage de points digitalisé de l'outillage mesuré .....	189
Figure 4-21 – Eléments géométriques d'ajustement .....	190
Figure 4-22 – Définition du côté « inducteur » et du côté « pilon » .....	190
Figure 4-23 – Montage de segments de l'outillage à l'aide de trous de fixation et d'une butée.....	191
Figure 4-24 – Comparaison entre la géométrie initiale et la géométrie finale des outillages (a) supérieur et (b) inférieur. Outillage « ADJ » relavage 5 (11 segments) .....	192
Figure 4-25 – Comparaison entre la géométrie finale et la géométrie initiale des outillages. Analyse de l'écart entre les segments des outillages (a) supérieur et (b) inférieur. Outillage « ADJ » relavage 5 à 11 segments .....	193
Figure 4-26 – Exemple de (a) zone d'usure de la facette extérieure et la partie supérieure du coin du corps de bielle et (b) zone d'usure de la facette intérieure du coin du corps de bielle .....	195
Figure 4-27 – Effet de recouvrement. Interaction entre le coin et les stries imprimées sur le laminé par le rouleau supérieur. Analyse du coefficient d'usure abrasive .....	196
Figure 4-28 – Effet de recouvrement. Interaction entre le coin inférieur et les formes venant de l'outillage supérieur. Analyse du coefficient d'usure abrasive .....	197
Figure 4-29 – Coefficient d'usure abrasive de la facette intérieure du coin .....	198
Figure 4-30 – Schématisation des acquisitions par caméra thermique du rouleau supérieur.....	199
Figure 4-31 – Schématisation des acquisitions par caméra thermique du rouleau inférieur.....	200
Figure 4-32 – Image thermique et profil d'analyse.....	200
Figure 4-33 – Schématisation de la construction de la cartographie thermique.....	201
Figure 4-34 – Cartographies thermiques des outillages supérieur et inférieur (mesures réalisées en octobre 2013 une semaine après le démarrage de l'outillage).....	202
Figure 4-35 – Phénomène de dilatation thermique des segments .....	203
Figure 4-36 – Sélection des zones d'analyse. Prise de photo du segment de l'outil et création de la grille.....	205
Figure 4-37 – Photo de détail du défaut. Exemple : coin « corps de bielle » défaut sur les facettes de pénétration. Outillage inférieur, segment 21. Voir Figure 4-36.....	206
Figure 4-38 – (a) Sélection de 12 zones d'analyse et (b) découpage des échantillons. Exemple de l'échantillon N°3 du segment 22.....	207
Figure 4-39 – Construction de la mosaïque de la face 1. Exemple de l'échantillon N3 .....	208
Figure 4-40 – Echantillon N°1, segment 22. Couche de nitruration de la surface en contact avec le rouleau (s1) (a) épaisseur de la couche de diffusion d'environ 300-400 $\mu\text{m}$ (b) couche de combinaison d'environ 15 $\mu\text{m}$ et (c) fils	

d'ange. Couche de nitruration de la surface en contact avec le lopin (d) épaisseur de la couche de diffusion d'environ 100-150 $\mu\text{m}$ (b) absence de la couche de combinaison, (f) fils d'ange et (g) structure martensitique au cœur.....	210
Figure 4-41 – Echantillon N°7, segment 42, zone de pénétration du coin de la « tenue », couche de nitruration toute au long du profil. Zone d'analyse (a) couche de diffusion et zone (b) couche de diffusion faible dans les zones d'usure. Les résultats sont présentés dans la Figure 4-42 et la Figure 4-43 respectivement.....	212
Figure 4-42 – Echantillon N°7, segment 42, zone de pénétration du coin de la « tenue. Zone d'analyse (a) de la Figure 4-41. Epaisseur de la couche de diffusion d'environ 110-120 $\mu\text{m}$ .....	213
Figure 4-43 – Echantillon N°7, segment 42, zone de pénétration du coin de la « tenue. Zone d'analyse (b) de la Figure 4-41. Epaisseur de la couche de diffusion plus faible.....	213
Figure 4-44 – Echantillon N°11, segment 52, zone de calibrage du coin du « corps de bielle ». Absence de la couche de nitruration dans les zones d'usure. Sélection des zones (a) (b) et (c), les résultats sont présentés sur la Figure 4-45, Figure 4-46 et Figure 4-47 respectivement.....	214
Figure 4-45 – Echantillon N°11, segment 52, zone de calibrage du coin du « corps de bielle ». Zone d'analyse (a) de la Figure 4-44 (à l'extrémité de la zone d'usure) .....	215
Figure 4-46 – Echantillon N°11, segment 52, zone de calibrage du coin du « corps de bielle ». Zone d'analyse (b) de la Figure 4-44 (à l'extrémité de la zone d'usure) .....	215
Figure 4-47 – Echantillon N°11, segment 52, zone de calibrage du coin du « corps de bielle ». Zone d'analyse (c) de la Figure 4-44 (au milieu de la zone d'usure) .....	216
Figure 4-48 – Echantillon N°3, segment 22, zone de pénétration du coin du « corps de bielle », fissure dans une zone sans couche de nitruration.....	217
Figure 4-49 – Echantillon N°4, segment 32, zone d'étirement du coin du « corps de bielle », sélection des zones d'analyse (a) et (b). Les résultats sont présentés sur la Figure 4-50 et Figure 4-51. ....	218
Figure 4-50 – Echantillon N°4, segment 32, zone d'étirement du coin du « corps de bielle ». Zone d'analyse (a) de la Figure 4-49. Profil d'usure très irrégulier.....	219
Figure 4-51 – Echantillon N°4, segment 32, zone d'étirement du coin du « corps de bielle ». Zone d'analyse (b) de la Figure 4-49. Déformation plastique .....	220
Figure 4-52 – Essais de micro-dureté. Echantillon N1, surface 1 (en contact avec le rouleau) et surface 2 (en contact avec le lopin).....	221
Figure 4-53 – Zones d'analyse de dureté de l'échantillon N3 .....	222
Figure 4-54 – Cartographie de dureté de la couche de nitruration de la zone d'analyse (a) de l'échantillon N3. Voir Figure 4-53 .....	222
Figure 4-55 – Cartographie de dureté au milieu de la zone d'usure (b) de l'échantillon N3. Voir Figure 4-53.....	223
Figure 4-56 – Cartographie de dureté dans la zone de transition (c) de l'échantillon N3. Voir Figure 4-53 .....	223
Figure 4-57 – Plan de prélèvement.....	226
Figure 4-58 – Prélèvement réel.....	227
Figure 4-59 – (a) CAO du montage utilisé pour la mesure 3D de pièces laminées et (b) installation du montage sur le plateau rotatif.....	228
Figure 4-60 – Nuage de points résultant de la pièce laminée .....	228
Figure 4-61 – Analyse de la rectitude et des angles entre les directions : des tenues - têtes de bielle, et des corps de bielle – têtes de bielle.....	230
Figure 4-62 – Rectitude .....	230

Figure 4-63 – Alignement par un meilleur ajustement local des têtes de bielles .....	231
Figure 4-64 – Rectitude. Construction de l'axe de la pièce laminée .....	232
Figure 4-65 – Analyse de rectitude d'une pièce laminée.....	232
Figure 4-66 – Construction des axes des différentes parties de la pièce lamine (la tenue, le corps de bielle et la tête de bielle).....	233
Figure 4-67 – Défaut de rectitude.....	234
Figure 4-68 – Phénomène de conicité. Alignement local dans le corps de bielle .....	234
Figure 4-69 – Création d'un cylindre ajusté dans la réduction du corps de bielle.....	235
Figure 4-70 – Phénomène de conicité. Ecart des points du maillage au cylindre ajusté.....	235
Figure 4-71 – Phénomène de conicité. Identification de la section « minimal ». Calcul de diamètre.....	236
Figure 4-72 – Résultats des analyses de rectitude des pièces laminées .....	238
Figure 4-73 – Angle tête de bielle-corps de bielle (a) côté « inducteur » et (b) côté « pilon ».....	239
Figure 4-74 - Angle tête de bielle-tenue (a) côté « inducteur » et (b) côté « pilon ».....	240
Figure 4-75 – Défaut de conicité de la réduction du corps de bielle (a) côté « inducteur » et (b) côté « pilon »..	241
Figure 4-76 – Défaut de surface dû au marquage de l'usure dans l'extrémité de la tête de bielle au début du cône vers la réduction du corps de bielle .....	242
Figure 4-77 – Défaut de surface dû au marquage de l'usure dans le cône de la tenue vers le pied de bielle .....	242
Figure 4-78 – Défaut de surface dû au marquage de réglettes .....	243
Figure 4-79 – Pièces laminées issues des simulations (a) Scan 3D outillages NEUFS et (b) Scan 3D outillages USES .....	244
Figure 4-80 – Analyse de risque de cavités internes selon le critère d'endommagement Latham-Cockroft (a) outillages NEUF et (b) outillages USE.....	245
Figure 4-81 – Comparaison du phénomène de conicité des pièces laminées issues des simulations (a) outillages NEUF et (b) outillages USE .....	246
Figure 4-82 – Pièce laminée vue en bout à différents instants du cycle (a) outillages NEUF et (b) outillages USE .....	247
Figure 4-83 – Forme de la tulipe à l'instant 2,3s des pièces laminées (a) outillages NEUF et (b) outillages USE .....	248
Figure 4-84 – Courbes de laminage et géométries des pièces des essais avec des lopins de longueurs différents. Analyse de cas extrêmes L=247mm et L=255mm .....	250
Figure 4-85 – Courbes de laminage des essais expérimentaux avec des lopins de longueurs différentes .....	251
Figure 4-86 – Pièces laminées issues des essais expérimentaux avec des lopins de longueurs différentes.....	252
Figure 4-87 – Pièces laminées issues des essais avec des lopins identiques et courbes de laminage mesurés .....	253

# Liste des tableaux

Tableau 1-1 – Synthèse de règles issues de la littérature.....	28
Tableau 1-2 – Calcul des coordonnées (x, y, z) des points remarquables du profil de pénétration.....	32
Tableau 1-3 - Relations mathématiques pour le passage d'une géométrie à plat à cylindrique .....	33
Tableau 1-4 – Composants d'un système de forgeage à chaud [48].....	44
Tableau 1-5 – Duretés des oxydes mesurées à l'ambiante [51] .....	45
Tableau 1-6 – Facteurs influençant la fatigue thermique.....	46
Tableau 2-1 – Paramètres de la simulation numérique.....	73
Tableau 2-2 – Pourcentage d'écart des sections de la pièce laminée par rapport aux diamètres théoriques.....	75
Tableau 2-3 – Etude paramétrique de robustesse et sensibilité de la simulation numérique.....	85
Tableau 2-4 – Synthèse des résultats de l'étude paramétrique.....	101
Tableau 3-1 – Fonctions d'appartenance de l'angle de formage $\alpha$ selon les règles de la littérature .....	129
Tableau 3-2 – Plan d'expériences.....	139
Tableau 3-3 – Synthèse du rapport de réduction de diamètre.....	147
Tableau 3-4 – Tableau comparatif des paramètres géométriques du coin de la tenue.....	151
Tableau 3-5 – Tableau comparatif des paramètres géométriques du coin du corps de bielle .....	151
Tableau 3-6 – Tableau comparatif des paramètres géométriques du coin central .....	151
Tableau 3-7 – Récapitulatif des indices de confiance du coin de la tenue (N1) .....	152
Tableau 3-8 – Récapitulatif des indices de confiance du coin du corps de bielle (N2).....	153
Tableau 3-9 – Récapitulatif des indices de confiance du coin central (N3) .....	154
Tableau 4-1 – Composition chimique moyenne du X38CrMoV5 étudié (composition massique %)......	174
Tableau 4-2 – Positionnement temporel des profils .....	201
Tableau 4-3 – Etude R&R .....	237
Tableau 4-4 – Récapitulatif des essais expérimentaux avec des lopins de longueur différente .....	249

## Introduction générale

Ce mémoire concrétise trois années de thèse réalisées au sein du Laboratoire Conception Fabrication Commande (LCFC) de l'École Nationale Supérieure d'Arts et Métiers à Metz en collaboration avec l'entreprise Ateliers des Janves (ADJ), fabricant autonome de bielles en France et le fournisseur des principaux constructeurs automobiles et équipementiers européens.

Le laminage transversal est un procédé de mise en forme par déformation plastique où un lopin cylindrique est déformé entre deux outillages lesquels comportent des coins de mise en forme. Les coins vont imprimer progressivement dans le lopin des zones avec de réductions de diamètres (voir Figure 1).

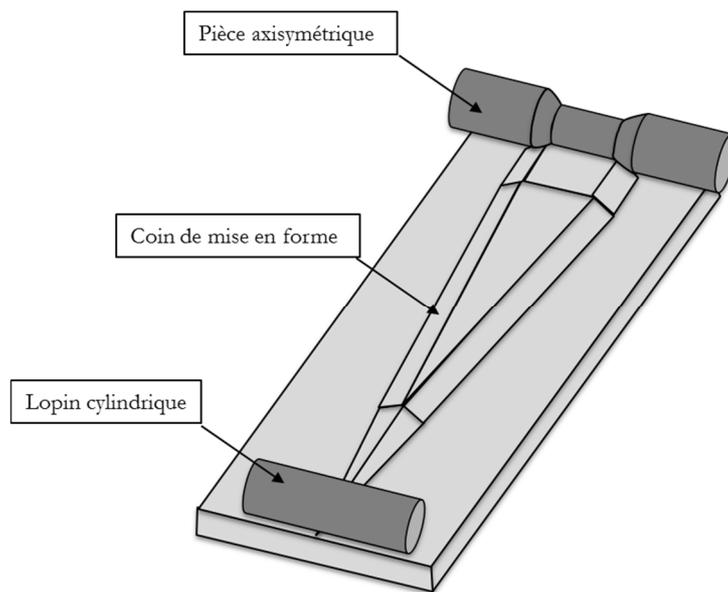


Figure 1 – Principe du procédé de laminage transversal

Dans le processus de fabrication de bielles, le rôle du laminage transversal est de fabriquer la préforme avant l'estampage, cette étape étant très importante pour une meilleure répartition de la matière, permettant d'optimiser la mise au mille (voir Figure 2). Par rapport au procédé de laminage à retour, il permet d'atteindre de meilleures mises au mille et de réduire les temps de cycle. Dans un contexte de très hautes cadences, toute amélioration même faible, peut apporter un gain de productivité important.

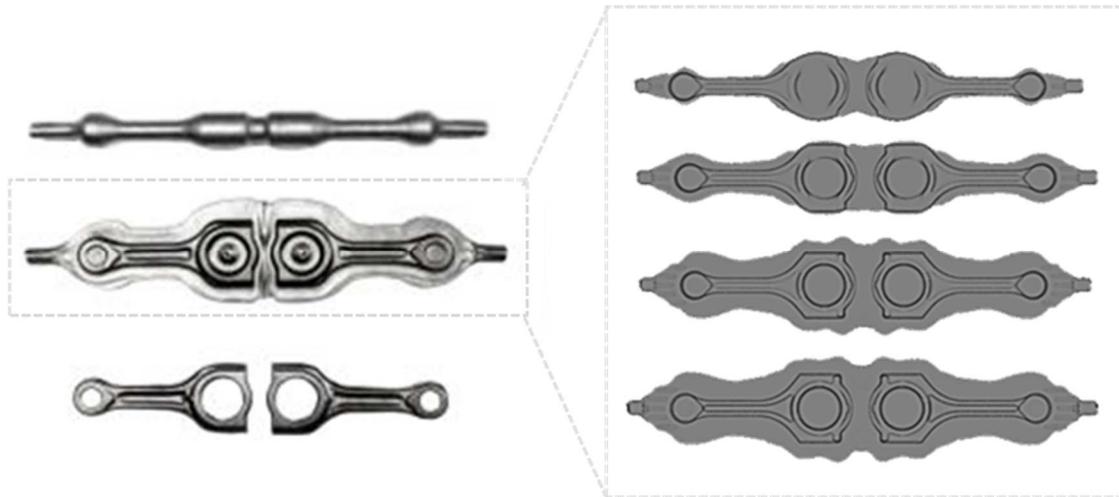


Figure 2 – Rôle du laminage transversal dans le processus de fabrication de bielles

L'industrialisation de ce procédé se heurte toutefois à des difficultés liées à deux problématiques principales :

1. La conception des outillages s'appuie sur le savoir-faire des concepteurs, un ensemble de règles métier incomplet et incohérent et sur des méthodes essai-erreur longues et coûteuses. La simulation numérique est utilisée avec précaution dans la mesure où son pouvoir prédictif et sa robustesse n'ont été que partiellement établies.
2. Le cycle de vie des outillages n'est pas entièrement formalisé. L'impact de l'usure des outillages sur la pièce laminée et ensuite sur la bielle forgée n'est pas évalué.

L'intérêt industriel pour ce procédé passe par une réduction des temps de développement des outillages et par l'allongement de leur durée de vie. Dans ce contexte, les travaux de thèse visent à améliorer le processus d'industrialisation du laminage transversal. Pour cela, deux axes ont été identifiés :

1. L'amélioration et la formalisation de la méthodologie de conception des outillages
2. L'identification et la caractérisation des phénomènes défauts se produisant à un grand nombre de cycles et provoquant l'arrêt de l'outillage

Ces deux axes s'appuient en grande partie sur la simulation numérique du procédé.

Le premier chapitre aborde le contexte scientifique et industriel de l'étude. L'état de l'art se concentre sur les règles de conception des outillages, la simulation numérique du procédé et l'usure des outillages. De manière globale, l'étude bibliographique concerne la littérature scientifique et l'état de l'art chez ADJ.

Dans la mesure où les deux axes de l'étude s'appuient sur la simulation du procédé, celle-ci fait l'objet du chapitre 2. D'abord une étape de validation a été réalisée afin de consolider le caractère prédictif de la simulation numérique. Ensuite une étude de sensibilité, et de robustesse du modèle aux paramètres numériques et aux paramètres du procédé a été faite. Enfin, une étude de validation a été effectuée

concernant la prédiction des défauts types des pièces laminées en fonction des paramètres géométriques des outillages.

Le chapitre 3 est dédié à la conception des outillages. La méthodologie de conception reprend les travaux développés par Philippe Mangin [1] et introduit des indices de confiance associés à chaque règle de conception. Ces derniers permettent de tenir compte des incertitudes concernant la règle considérée et de prendre en compte l'effet des écarts possibles entre les paramètres nominaux de l'outillage conçu et la réalité en production. Les paramètres de l'outillage sont déterminés par l'optimisation globale de l'ensemble des indices de confiances, ce dernier permettant d'associer à l'outillage conçu son diagnostic, d'identifier ainsi les risques encourus et les paramètres d'outillage impliqués. La méthodologie a été appliquée au cas d'une ébauche de bielle et les résultats obtenus ont été comparés avec l'outillage de production. La cohérence relative entre la simulation et la méthodologie a été évaluée.

Enfin, le chapitre 4 traite les défauts se produisant à un grand nombre de cycles, dus en grande partie à l'usure, et limitant la durée de vie de l'outillage. L'usure modifie la forme de l'outillage et son état de surface, ce dernier jouant un rôle capital dans l'engagement de la matière lors de la mise en forme. Une première étude d'identification des zones d'usure a été réalisée. Ensuite, la corrélation entre ces zones d'usure et la répartition de la température en surface des outillages a été étudiée en s'appuyant sur des mesures thermiques, puis une caractérisation de ces zones d'usure a été faite par des observations métallographiques et de mesures de dureté. La simulation numérique a été utilisée pour premièrement évaluer l'impact de l'usure des outillages sur la pièce laminée et sur la bielle forgée et deuxièmement pour obtenir les sollicitations de surface et quantifier les paramètres associés à la sollicitation. Enfin, un suivi de l'évolution progressive de l'usure des outillages a été réalisé au travers de la mesure des pièces laminées au long du cycle de vie.

# Chapitre 1

## Industrialisation du procédé de laminage transversal

Ces travaux de thèse visent à améliorer le cycle de vie des outillages de laminage transversal. Deux axes sont identifiés, la réduction du temps de développement des outillages et l'augmentation de leur durée de vie. L'objectif de ce chapitre est de présenter le panorama actuel du laminage transversal compte tenu de ces axes de recherche définis. D'abord, le contexte industriel du cas d'étude est présenté ainsi que le principe du procédé avec les principaux paramètres influant sur la stabilité du procédé. Ensuite, une méthodologie d'aide à la Conception d'Outillage de Laminage Transversal (COLT) développée au laboratoire LCFC dans le cadre d'une thèse en 2012 est décrite. Cette méthodologie COLT a été améliorée, validée et mise en place dans le cas industriel de ces travaux. L'état de l'art sur la simulation numérique du laminage transversal est ensuite abordé. Enfin, la dernière partie du chapitre est dédiée à l'usure des outillages. Cette étape bibliographique a mis en évidence l'importance de la simulation numérique pour réduire les temps de développement des outillages et pour comprendre et quantifier les niveaux des sollicitations. Toutefois sa prédictivité et sa robustesse restent à être établies, notamment dans le cas industriel de la préforme de bielle.

# Sommaire

1	Industrialisation du procédé de laminage transversal.....	6
1.1	Introduction .....	6
1.2	Contexte industriel de l'étude.....	6
1.2.1	Fabrication d'une bielle forgée pour l'automobile.....	7
1.2.2	Cycle de vie d'outillage de laminage transversal .....	10
1.2.3	Problématique industrielle.....	13
1.3	Conception des outillages .....	13
1.3.1	Le procédé de laminage transversal .....	13
1.3.2	Méthode de conception « COLT » .....	24
1.3.3	Conclusions .....	35
1.4	Etat de l'art de la simulation numérique du laminage transversal .....	35
1.4.1	Dans la littérature.....	35
1.4.2	La simulation chez ADJ.....	40
1.4.3	Conclusions .....	43
1.5	Usure des outillages.....	44
1.5.1	Modes d'endommagement des outillages à chaud .....	44
1.5.2	Méthodes de prévention de l'endommagement des outillages à chaud.....	57
1.5.3	Conclusions .....	59
1.6	Conclusions générales.....	60
1.7	Bibliographie .....	61

# Chapitre 1

## 1 Industrialisation du procédé de laminage transversal

### 1.1 Introduction

Ces travaux de thèse visent à améliorer le cycle de vie des outillages de laminage transversal. Deux axes sont identifiés, la réduction du temps de développement des outillages et l'augmentation de leur durée de vie.

Ce chapitre commence par une introduction au contexte industriel de l'étude. Pour cela, un bref historique du laminage transversal dans l'entreprise et son utilisation dans le processus de fabrication des bielles est tout d'abord présentée. Ensuite, une description de la géométrie de la pièce laminée est réalisée. Enfin, la gamme de fabrication des outillages est décrite.

Dans un deuxième temps, le principe du procédé de laminage transversal est présenté avec les principaux paramètres influant sur la stabilité du procédé. D'une part, les paramètres géométriques d'un coin de mise en forme sont décrits et d'autre part, les paramètres de formage sont identifiés. Ensuite, une description des défauts types des pièces laminées est effectuée. Enfin, une méthodologie d'aide à la **C**onception d'**O**utillage de **L**aminage **T**ransversal (COLT) développée au laboratoire LCFC dans le cadre d'une thèse en 2012 est présentée. Cette méthodologie COLT a été améliorée, validée et mise en place dans le cas industriel de ces travaux.

Les travaux développés s'appuient en partie sur la simulation numérique. L'état de l'art sur la simulation numérique du laminage transversal est donc abordé dans la troisième partie du chapitre. Cela permet de connaître les capacités de prédiction de la simulation et d'en identifier les limitations. Cette partie concerne les capacités de la simulation numérique du procédé dans la littérature et dans l'entreprise ADJ.

La quatrième partie du chapitre concerne l'usure des outillages. D'abord les principaux modes d'usure des outillages sont traités. Ensuite une première estimation de l'impact de ce mode est réalisée vis-à-vis du procédé de laminage. Enfin, les méthodes de prévention de l'endommagement des outillages sont présentées. Deux axes majeurs sont identifiés, les techniques industrielles pour limiter l'usure et l'anticipation de l'usure dès la conception des outillages.

### 1.2 Contexte industriel de l'étude

Atelier des Janves (ADJ) est une société dédiée à la forge et l'estampage des pièces mécaniques pour l'industrie automobile, ferroviaire, agricole et mécanique. Créée en 1925, ADJ est le premier fabricant autonome de bielles en France et le fournisseur des principaux constructeurs automobiles et équipementiers européens. Les bielles automobiles correspondent à 75% de la production totale.

### 1.2.1 Fabrication d'une bielle forgée pour l'automobile

Le processus de fabrication de bielles forgées est illustré sur la Figure 1-1. Celui-ci comporte plusieurs phases que sont le découpage, le chauffage, la répartition par laminage, l'estampage et l'ébavurage. Dans notre cas d'étude, les bielles sont forgées par deux tête bêche.

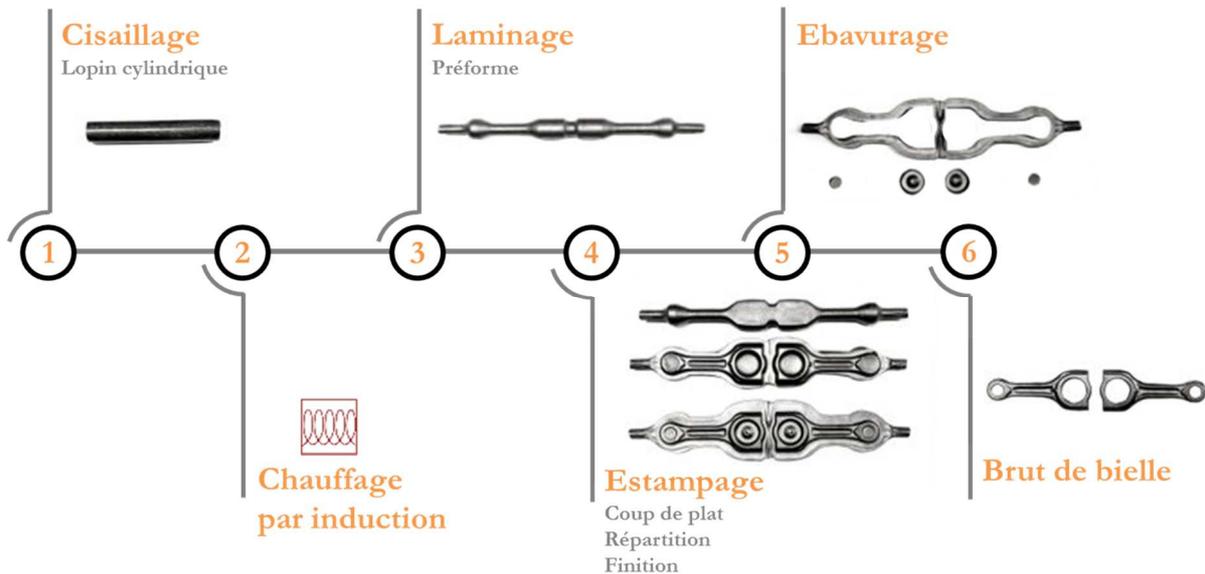


Figure 1-1 – Processus de fabrication de bielle semi-finie (brut de forge)

Le rôle du laminage est de fabriquer une préforme avant forgeage. Cette étape permet la répartition de la matière du lopin avant estampage (voir Figure 1-2). La répartition de matière de la préforme est très importante car elle doit permettre le remplissage des matrices tout en minimisant le volume de la bavure. Compte tenu des volumes de production, une amélioration même faible de la mise au mille peut apporter un gain de productivité important.

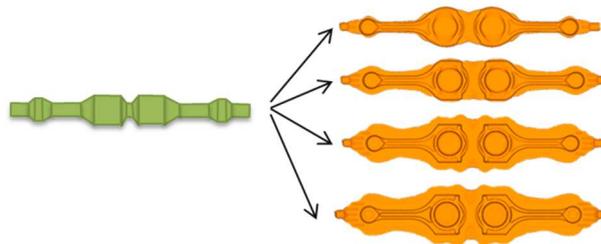


Figure 1-2 – Répartition de la matière selon les dimensions de la préforme

La préforme avant estampage peut être fabriquée par deux procédés de laminage : le laminage à retour ou le laminage transversal. Les deux procédés sont illustrés sur la Figure 1-3. Chez ADJ toutes les lignes de production utilisent le laminage à retour à l'exception d'une ligne qui utilise le laminage transversal. Par rapport au laminage à retour, le fait de réaliser la préforme par laminage transversal comporte plusieurs avantages. D'une part, il permet une meilleure répartition et donc d'économiser de la matière en réduisant le volume de la bavure après estampage. Il réalise ainsi une meilleure mise au mille [1]. D'autre part, la

consommation d'énergie est moins importante et la productivité est plus élevée car les temps de cycle sont plus courts d'environ 5 à 10 secondes ; et enfin, d'après [2] les propriétés mécaniques des produits seraient plus élevées.

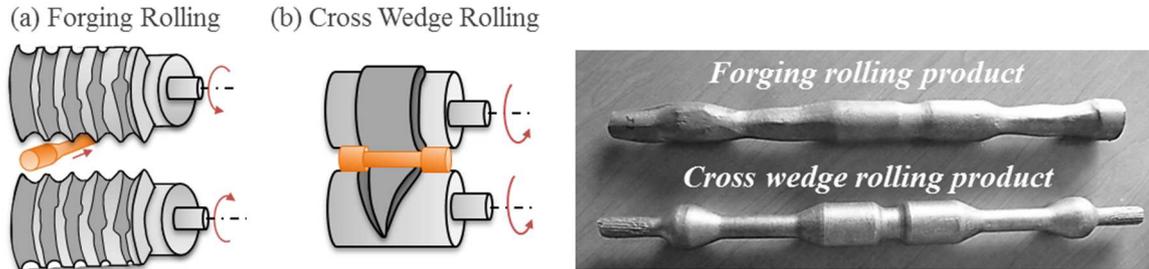


Figure 1-3 – (a) laminage transversal et (b) laminage à retour

Compte tenu des avantages du laminage transversal, ADJ a installé en 2010 le procédé sur une ligne de production automatisée avec les objectifs de tenir de très hautes cadences, de maîtriser les coûts par l'augmentation des cadences et le gain sur l'engagement matière et de limiter l'impact énergétique. Depuis son installation la ligne fabrique uniquement un type de référence de bielle.

Aujourd'hui, ADJ a en projet l'achat de plusieurs nouveaux laminoirs transversaux pour l'installation de nouvelles lignes de production automatisées pour la fabrication de plusieurs types de référence de bielles. La connaissance et l'expérience actuelles de la société permet l'industrialisation du procédé, mais des gains substantiels sont encore attendus par l'optimisation du processus d'industrialisation, notamment dans la conception d'outillage de laminage.

### 1.2.1.1 Description de la préforme de bielle

Etant donné qu'il s'agit de la fabrication de bielles jumelles, la préforme laminée possède une symétrie centrale. Les différentes parties de la préforme sont présentées sur la Figure 1-4. La préforme contient 5 réductions, numérotées de 1 à 5. La réduction 1 identique à la réduction 5 est appelée la réduction de la tenue. Le robot prend la pièce laminée par les tenues et la met en position entre les gravures des matrices d'estampage. La réduction 2 identique à la réduction 4 est appelée la réduction du corps de bielle. Enfin, la réduction 3 appelée réduction centrale séparant les deux bielles. Le pied de bielle est situé entre les réductions 1 et 2 et la tête de bielle est située entre les réductions 2 et 3. Ces termes seront utilisés tout au long du manuscrit.

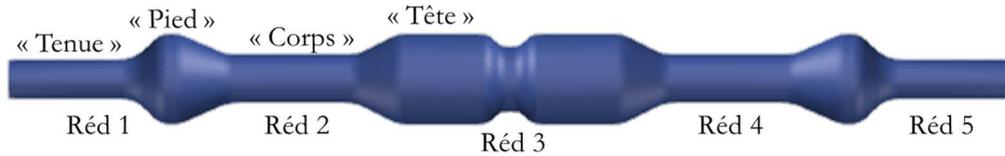


Figure 1-4 – Description de la préforme de bielle

Les outils de laminage transversal sont constitués de « coins de mise en forme » qui vont entraîner le lopin en rotation et pénétrer progressivement dans la matière du lopin pour former les réductions. Chaque coin de l'outillage correspond à une des réductions de la pièce laminée comme illustrée sur la Figure 1-5.

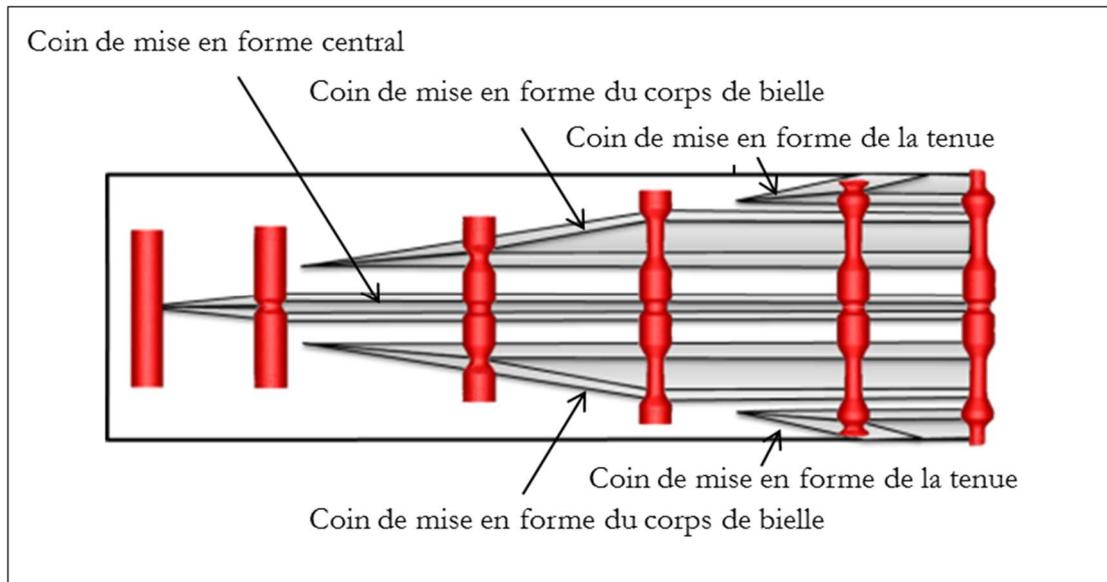


Figure 1-5 – Caractéristiques de l'outillage de laminage transversal fabricant la préforme de bielle

### 1.2.1.2 Conception d'outillage de laminage transversal chez ADJ

La configuration de laminage chez ADJ correspond à un laminoir à deux rouleaux, cette configuration est illustrée sur la Figure 1-6. Généralement, les configurations retenues en industrie sont à plaques ou à deux rouleaux. Pour ce dernier cas, deux réglettes de guidage sont positionnées latéralement pour maintenir le lopin en position entre les rouleaux lors de la mise en forme.

A l'arrivée du laminoir en 2010, le premier outillage permettant de fabriquer la préforme de bielle prescrite a été conçu avec l'aide de l'institut Fraunhofer IWU de Chemnitz. Depuis des modifications ont été apportées par le bureau d'études d'ADJ. Globalement la géométrie de l'outillage reste la même que celle du départ, la nature des modifications apportées sont par exemple : l'augmentation d'un rayon de raccordement, l'ajout de cannelures sur la facette d'étirement du coin formant la réduction du corps de bielle on encore l'augmentation de la longueur de l'outillage. Dans le manuscrit on fera référence à l'outillage conçu par l'institut IWU de Chemnitz comme outillage « Chemnitz » et l'outillage avec les modifications apportées comme outillage « ADJ ». L'outillage ADJ est celui actuellement en production.

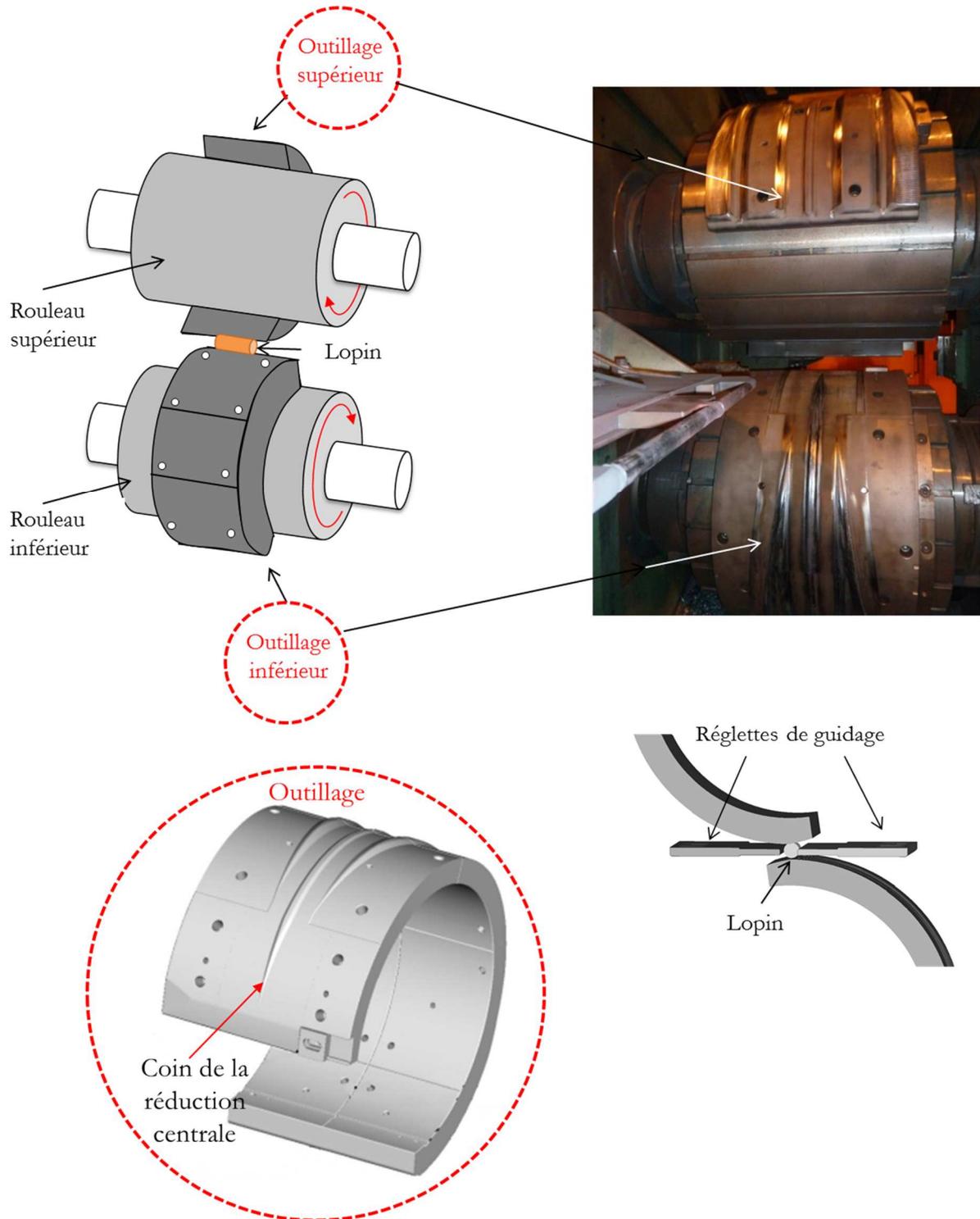


Figure 1-6 – Configuration du laminoir transversal à deux rouleaux.

### 1.2.2 Cycle de vie d'outillage de laminage transversal

Un outillage de laminage transversal (il y a un outillage par rouleau : l'outillage supérieur et l'outillage inférieur, les deux étant identiques) n'est pas usiné en un seul bloc. L'outillage est usiné par segments lesquels sont ensuite fixés au rouleau (cylindre) à l'aide de vis de fixation (voir Figure 1-7). En 2017, un outillage est

composé de 5 segments, (les premières versions de l'outillage étaient composées de 11 segments). Un programme d'usinage est défini pour chaque segment. Après l'usinage, les segments sont soumis à un traitement superficiel de nitruration. Les segments sont ensuite montés sur le rouleau avant d'aller en production.

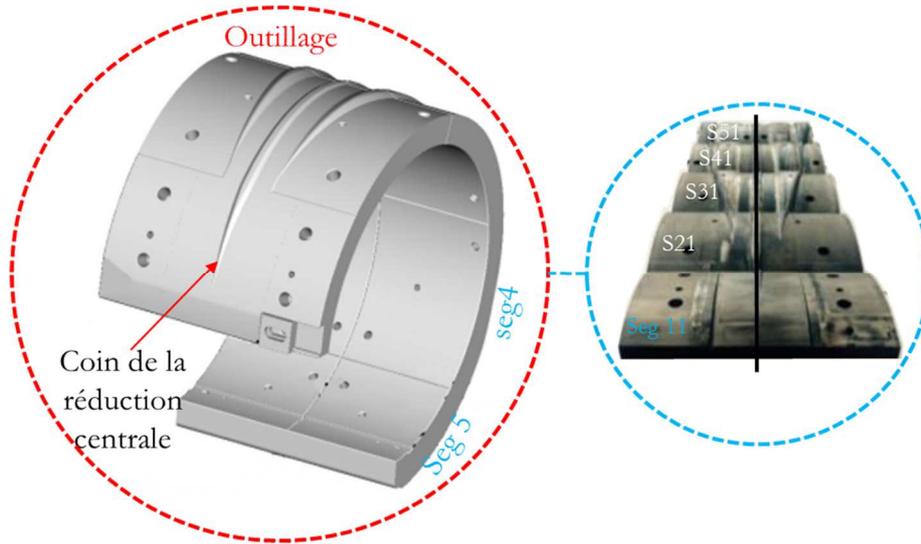


Figure 1-7 – Segments d'outillage

Le jeu d'outillages, outillages supérieur et inférieur, une fois usés subissent une opération de relavage. En fait, pour des raisons d'économie, le cycle de vie des outillages comporte des opérations de ré-usinage (ici appelées : relavage) pour fabriquer un outillage neuf à partir d'un outillage usé. Le relavage est illustré sur la Figure 1-8. A la fin de la production, le jeu d'outillages est démonté des rouleaux et les segments sont relavés pour fabriquer un nouveau jeu d'outillages en abaissant le diamètre de base de 2mm et en décalant le début de l'outillage de 4mm. Ce décalage étant nécessaire du fait de la forme de coins. Les paramètres géométriques ne changent pas hormis le rayon de base. Le programme d'usinage prend en compte le rayon de base du relavage. Au total, les segments sont relavés 7 fois. Un cycle de production correspond donc à un relavage. Il y a trois jeux d'outillages de manière à toujours avoir un jeu en production, un jeu prêt à être monté et un jeu usé en cours de relavage. Lors de ces travaux de thèse, il y avait deux jeux d'outillages usinés en 5 segments et un jeu d'outillages usiné en 11 segments.

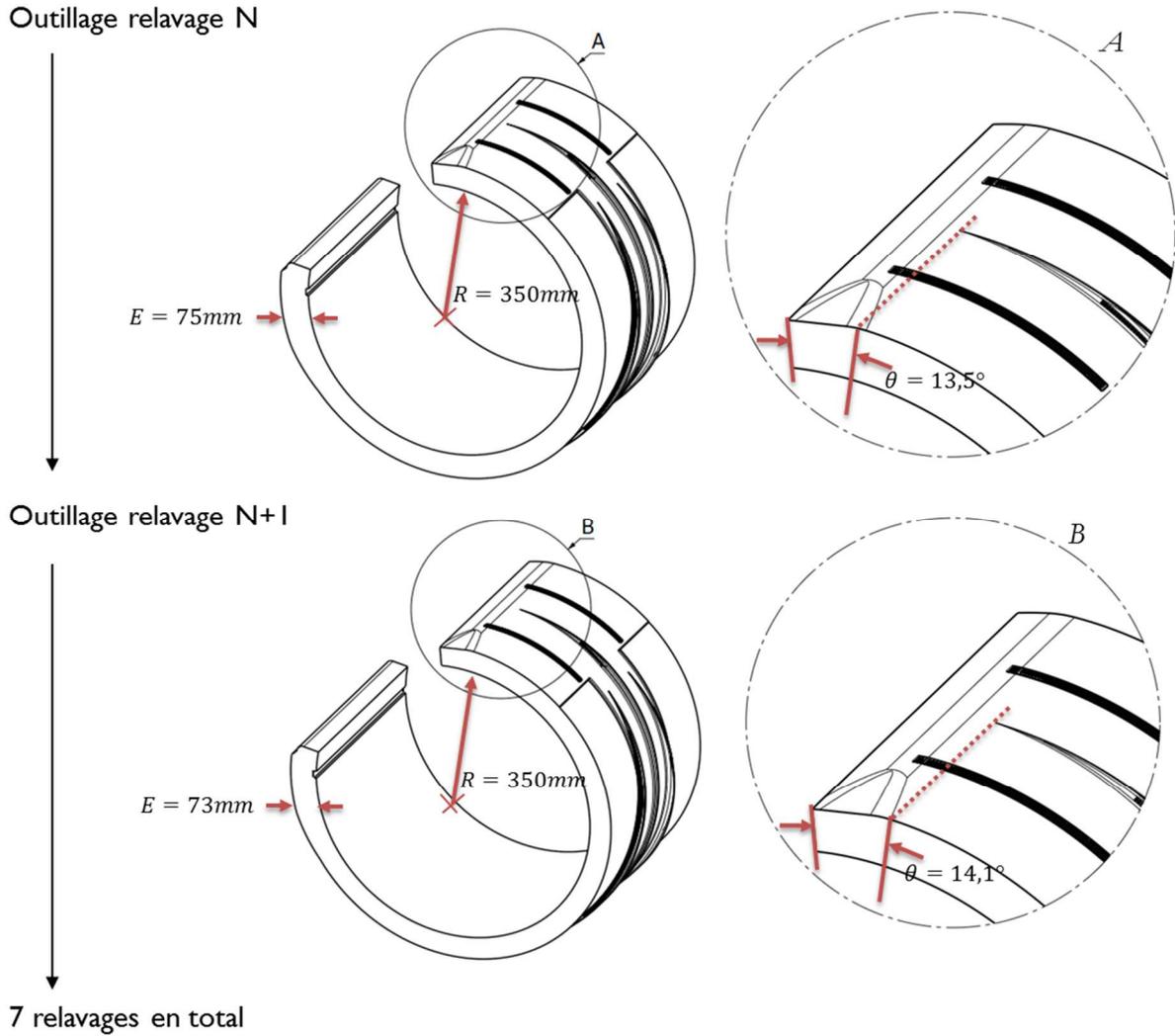


Figure 1-8 – Relavage des segments d'outillage

Un jeu d'outillages est démonté quand le nombre de pièces laminées défectueuses, affectant la qualité du produit final (la bielle forgée), est important. Il convient de rappeler au lecteur que la pièce laminée n'est pas le produit final et qu'elle subit des opérations de forgeage ultérieures. Dans la ligne de production, le contrôle de qualité exhaustif est réalisé sur les bielles forgées et non directement sur les pièces laminées. Les défauts de ces dernières sont acceptés dans la mesure où ils sont corrigés lors de l'étape d'estampage et n'affectent pas la qualité du produit final. Les critères d'arrêt ne sont toutefois pas formalisés.

Lors de ce manuscrit on fera la distinction entre les défauts types des pièces laminées et les défauts apparaissant à long terme. Les premiers sont les défauts listés dans la littérature. Ceux-ci risquent d'apparaître depuis le début du cycle de vie des outillages car ils résultent d'un mauvais choix de paramètres géométriques de l'outillage. Les défauts à long terme apparaissent comme leur nom l'indique après un grand nombre de cycles du fait notamment de l'usure de l'outillage. Etant donné que l'usure de l'outillage se caractérise par une perte de matière, les paramètres géométriques peuvent évoluer menant également à l'apparition de défauts types.

Toutes les informations concernant le cycle de vie d'outillages, telle que la durée du cycle ou la gamme de fabrication, sont présentées dans le chapitre 4. Les défauts des pièces sont également détaillés, tant les défauts types comme les défauts à long terme.

### 1.2.3 Problématique industrielle

De manière globale ADJ cherche à identifier et comprendre les phénomènes influant sur la stabilité du procédé de laminage transversal afin d'améliorer le cycle de vie des outillages. Pour améliorer l'industrialisation du procédé, deux axes d'optimisation sont identifiés :

1. Réduire les temps et coûts de développement d'un nouvel outil par (a) l'amélioration des méthodes de détermination des paramètres et (b) l'amélioration de la prédictivité de la simulation numérique.
2. Identifier et caractériser les phénomènes se produisant en fin de cycle pour identifier d'éventuelles voies d'amélioration de la conception des outils. Cette partie consiste notamment à évaluer l'impact de l'usure sur la stabilité du procédé.

## 1.3 Conception des outillages

### 1.3.1 Le procédé de laminage transversal

Le laminage transversal est un procédé de mise en forme de pièces métalliques par déformation plastique. Un lopin cylindrique est déformé plastiquement pour obtenir une pièce de révolution comportant une ou plusieurs réductions de section comme illustré sur la Figure 1-9.

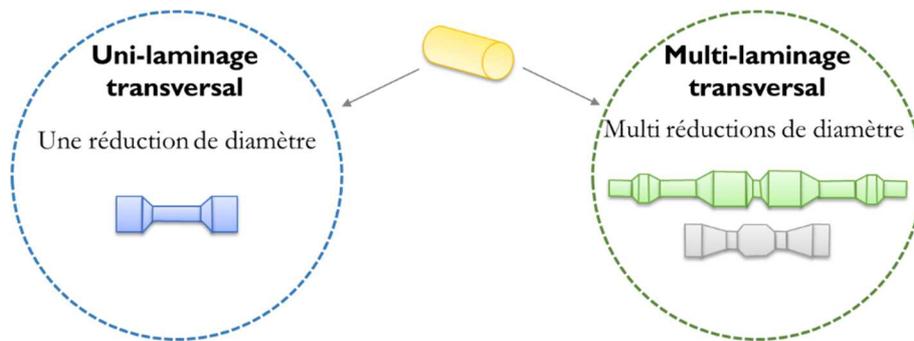


Figure 1-9 – Principe du laminage transversal

Dans une configuration classique de laminage transversal il y a deux outillages identiques : supérieur et inférieur. Chaque outillage se compose d'un ou plusieurs coins de mise en forme, le nombre de coins dépend du nombre de réductions de diamètre de la pièce laminée. L'écart entre les outillages (entrefer) est défini de manière à obtenir les dimensions nominales de la pièce. Le lopin est mis en position au début des coins et le mouvement tangentiel relatif entre les coins provoque la rotation du lopin et sa déformation. Le mouvement est transmis en partie par adhérence au contact avec les outillages, ceci fait que les phénomènes tribologiques jouent un rôle majeur dans la stabilité du procédé. Au fur et à mesure que le lopin avance sur

la géométrie du coin, son diamètre est réduit et la matière est forcée à s'écouler dans le sens longitudinal (axial). Cette description du procédé est illustrée sur la Figure 1-10. Dans le cas d'une pièce avec plusieurs réductions de diamètre, les réductions sont formées les unes après les autres comme illustré sur la Figure 1-11.

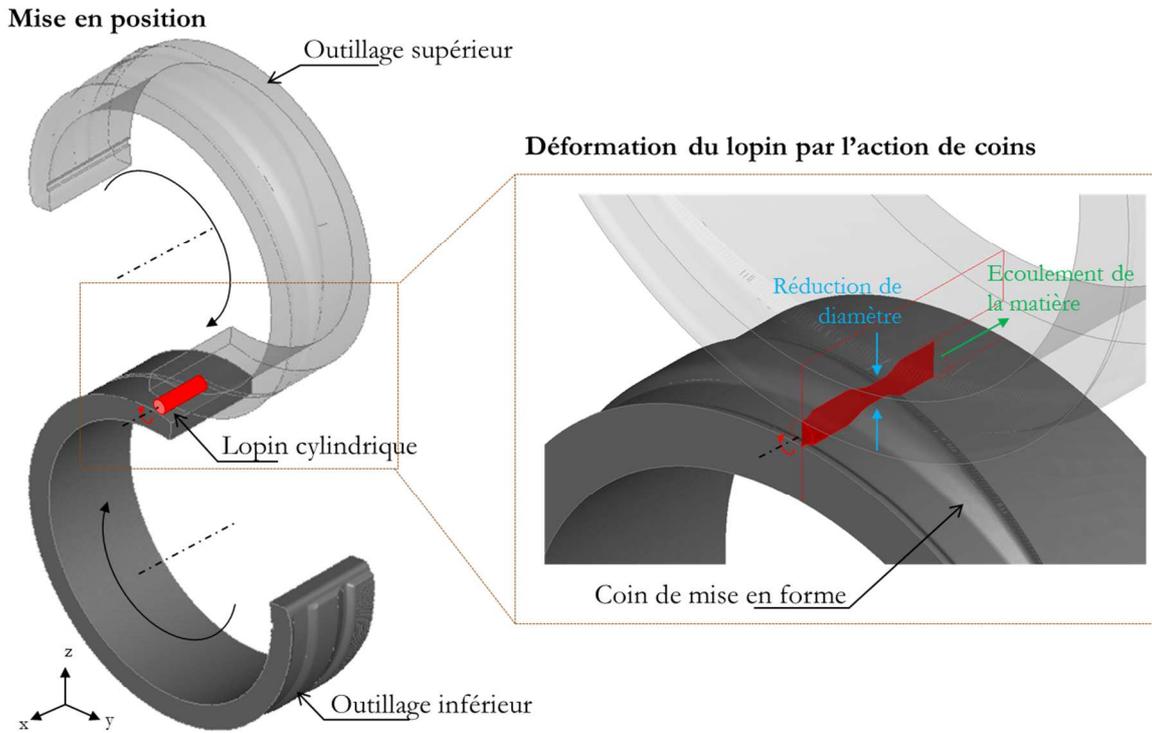


Figure 1-10 – Principe du laminage transversal

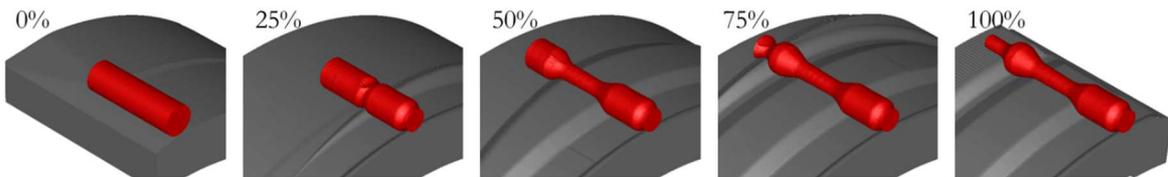


Figure 1-11 – Etapes du laminage transversal d'une pièce d'une moitié de préforme de bielle

Historiquement, le laminage transversal a été utilisé dans l'industrie automobile grâce à ses hautes cadences [2]. Initialement, le procédé était utilisé pour fabriquer des préformes qui étaient ensuite soumises à d'autres opérations. Suite aux améliorations de la mise au point du procédé, aujourd'hui il est également utilisé pour fabriquer des produits finis ou semi-finis [3]. De manière globale, le procédé est utilisé pour fabriquer des composants axisymétriques. Plusieurs types de pièces obtenues par laminage transversal sont illustrés sur la Figure 1-12. Quelques exemples d'applications industrielles sont des arbres de transmission (*drive shafts*) ; des arbres à cames (*camshafts*) ; des axes ; la préforme avant estampage des bielles (*connecting rod*), ce dernier étant le cas industriel de ces travaux de thèse. Des travaux récents de la littérature

montrent l'expansion des applications industrielles plus variées et dans différents types d'industries, telle que la fabrication des forets (*drill bits*) [4] ; des arbres cannelés (*toothed shafts*) [5] ; des axes ferroviaires (*railway axle*) [6] ; de la préforme avant estampage des soupapes moteur (*engine valve*) [7] ; des billes pour des roulements [8].

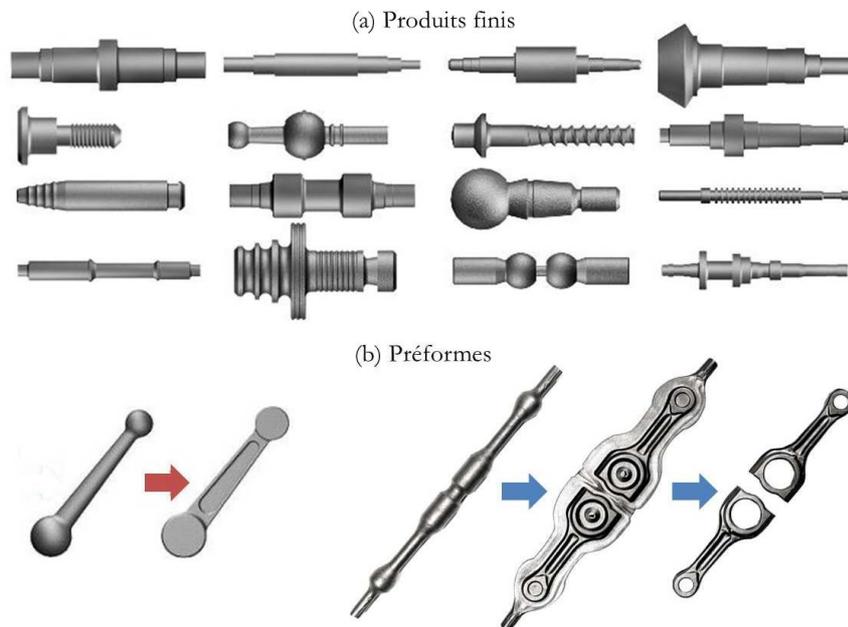


Figure 1-12 – Exemple des pièces obtenues par laminage transversal [9]

Les deux types principaux de laminoirs retenus pour les applications industrielles sont [10]: laminoir à plaques et à deux rouleaux comme présentés sur la Figure 1-13.

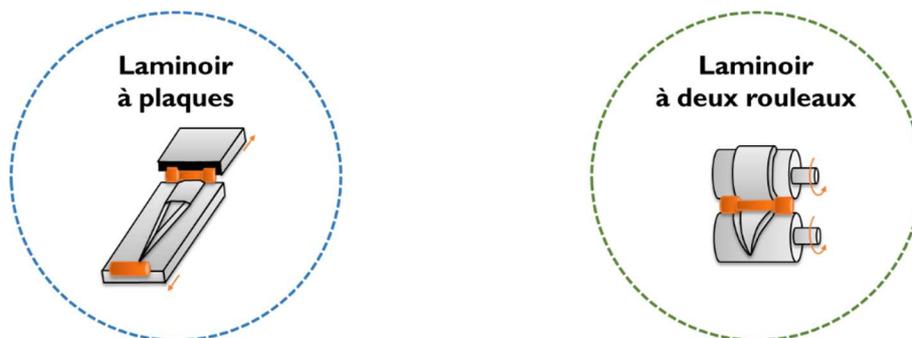


Figure 1-13 – Configurations retenues en industrie : laminoir à plaques et à deux rouleaux

La stabilité du procédé est très fortement liée aux paramètres géométriques des coins de mise en forme, c'est pourquoi il est essentiel d'optimiser le choix de ces paramètres. Néanmoins, certains paramètres du coin sont imposés par la géométrie de la pièce laminée. Par exemple, dans une zone de calibrage, la section de géométrie d'outillage est le négatif de la section de la pièce laminée, par conséquent la géométrie de l'outillage est imposée. D'un côté, plus la géométrie de la pièce est complexe, avec des angles en dehors des limites de stabilité, plus le procédé risque d'être instable ou défectueux. D'un autre côté, une pièce avec une

géométrie complexe peut signifier un gain de mise au mille plus important. Puisque ces travaux de thèse consistent à la compréhension de la stabilité du procédé de laminage transversal, ce court paragraphe introductif semble important à présenter maintenant. Une description du procédé et un paramétrage exhaustif du coin seront faits ultérieurement.

### **1.3.1.1 Principe du procédé**

Un schéma du procédé de laminage transversal d'une pièce de réduction simple est illustré sur la Figure 1-14. Comme expliqué précédemment, le lopin est mis en position entre deux outillages au début du coin. Dans la phase de pénétration (*knifing zone*) le mouvement progressif des coins entraîne le lopin en rotation et pénètre dans la matière jusqu'à atteindre la profondeur de diamètre de la réduction. Ensuite, il y a une phase d'étirement (*stretching zone*), dans laquelle la matière du lopin est repoussée dans la direction longitudinale jusqu'à atteindre la largeur de la réduction. Enfin, dans la phase de calibrage (*sizing zone*) les tolérances dimensionnelles et la qualité de surface sont améliorées pour l'obtention de l'axisymétrie. Une phase de guidage (*guiding zone*) est observée entre les phases de pénétration et d'étirement sur la Figure 1-14, laquelle permet de stabiliser le mouvement de rotation et assurer la circularité, néanmoins les applications industrielles ont montré que cette zone n'est pas indispensable [11]. Lors de la mise en forme, certaines zones de la pièce sont dans des conditions de déformation (compression, extension et cisaillement...) alors que d'autres zones ne sont qu'en mouvement rigide (translation et rotation). Pour conclure, le laminage transversal est un procédé de mise en forme incrémentale, le lopin est déformé progressivement au fur et à mesure qu'il avance sur la géométrie du coin. La zone de contact, les pressions de contact et les vitesses de glissement varient constamment étant donnée la déformation incrémentale et très localisée.

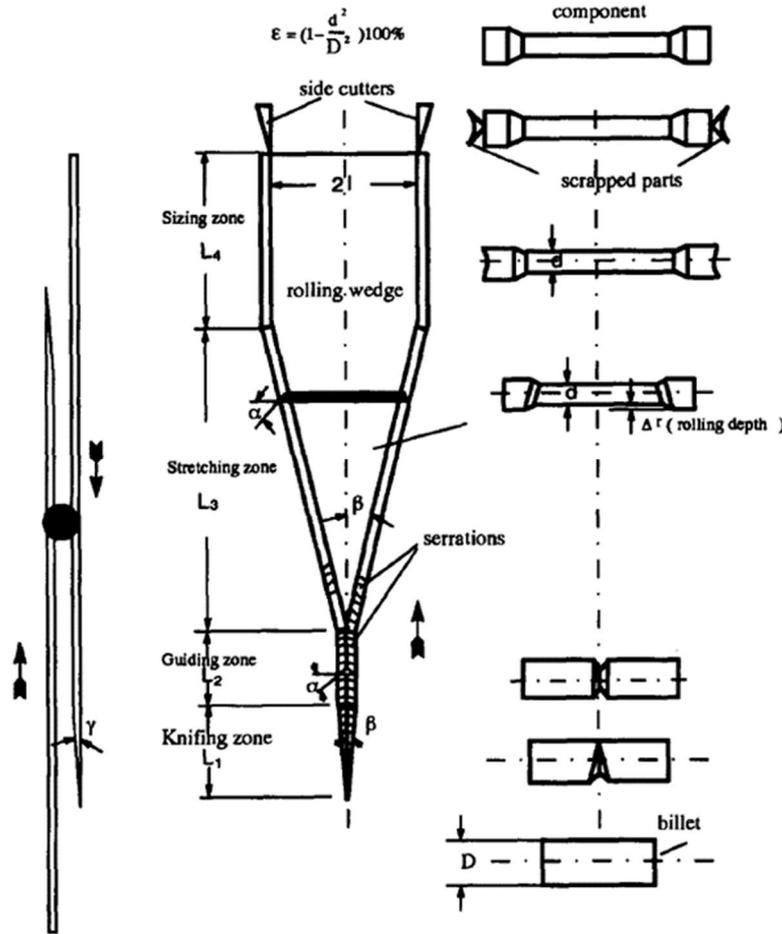


Figure 1-14 – Schéma du procédé de laminage transversal : zones de fonctionnement de coin de mise en forme et progression de la pièce en cours de laminage [3]

Les conditions de frottement des surfaces du coin provoquent le roulement de la pièce. Dès que la condition d'adhérence à l'interface pièce /outil est perdue sur toute la surface de contact, un défaut de glissement se produit [12].

En analysant trois points situés 1) à la surface, 2) à mi- rayon et 3) au centre d'une pièce en cours de laminage, Wang et al ont mis en évidence par simulation numérique les mécanismes de déformation [13]. Pendant les étapes de pénétration et d'étirement les champs de déformation varient de façon cyclique du fait du contact alterné pièce/outil ; et pendant l'étape de calibrage les champs de déformation restent stables. Les auteurs ont constaté que les points en surfaces subissent des déformations et des déplacements plus importants que les points situés au centre de la pièce. Pater [14] a obtenu les mêmes résultats concernant le champ de déformation. Comme illustré sur la Figure 1-15, les points en surface subissent une déformation plus élevée. Cette dernière diminue vers le centre de la pièce. Les valeurs maximales de taux de déformation se trouvent à l'étape de pénétration. La localisation de ces valeurs maximales correspond aux zones de contact pièce/outil dans les sommets de la section transversale du coin.

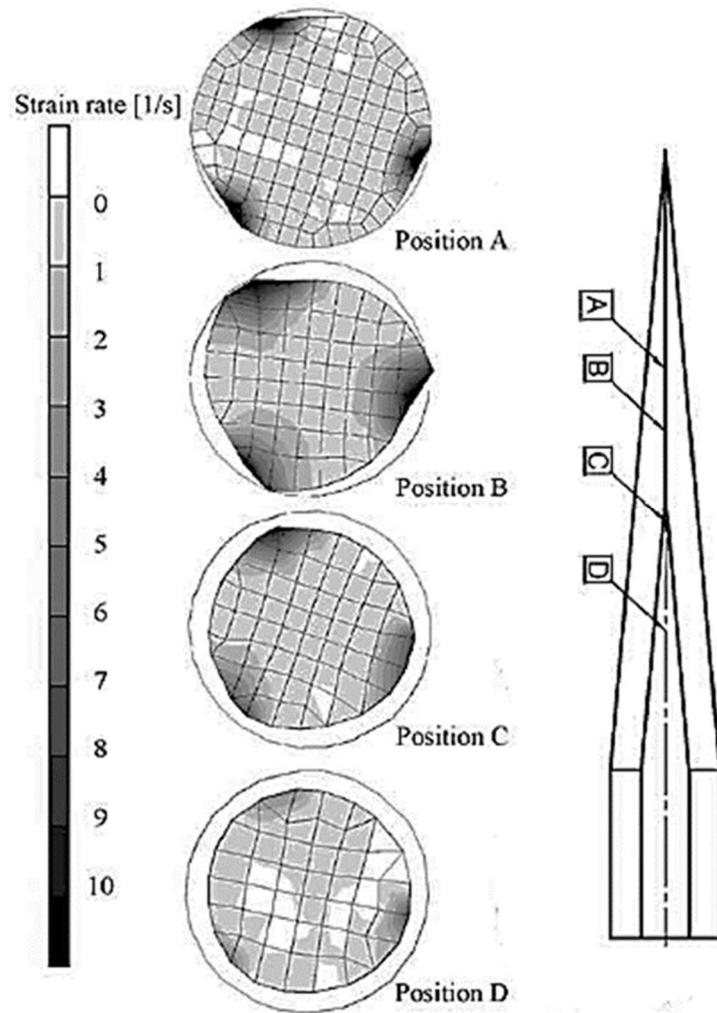


Figure 1-15 – Taux de déformation obtenu par simulation numérique MEF [14]

L'allure du profil déformé est illustrée dans le schéma de la Figure 1-16 où on peut observer le profil axial de la pièce en cours de déformation. Le paramètre  $b$  détermine la longueur de la zone de contact localement. Les conditions de frottement ont une influence sur l'allure du profil déformé. En conditions statiques, on observe un bourrelet latéral symétrique  $b_2 = b_1$  (voir Figure 1-17a) à partir de l'axe vertical d'application de l'effort normal. Quand le lopin est en cours de rotation sous l'effet d'un effort tangentiel, le profil de déformation évolue de manière dissymétrique  $b_2 < b_1$  (voir Figure 1-17b). Enfin, le profil atteint une limite où le méplat de contact pièce/outil est totalement déporté de l'axe  $b_2 > b_1$  (voir Figure 1-17c).

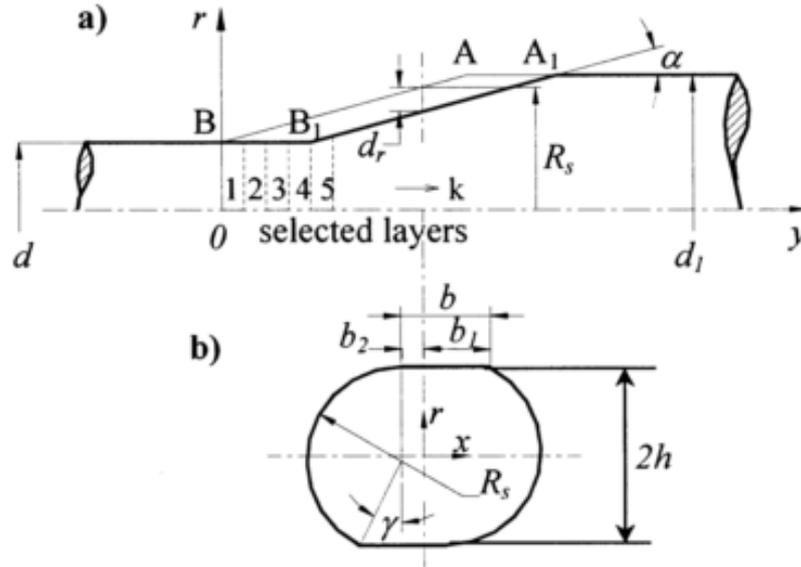


Figure 1-16 – Schéma de la zone de contact lors de la déformation du (a) profil longitudinal et (b) profil axial [15]

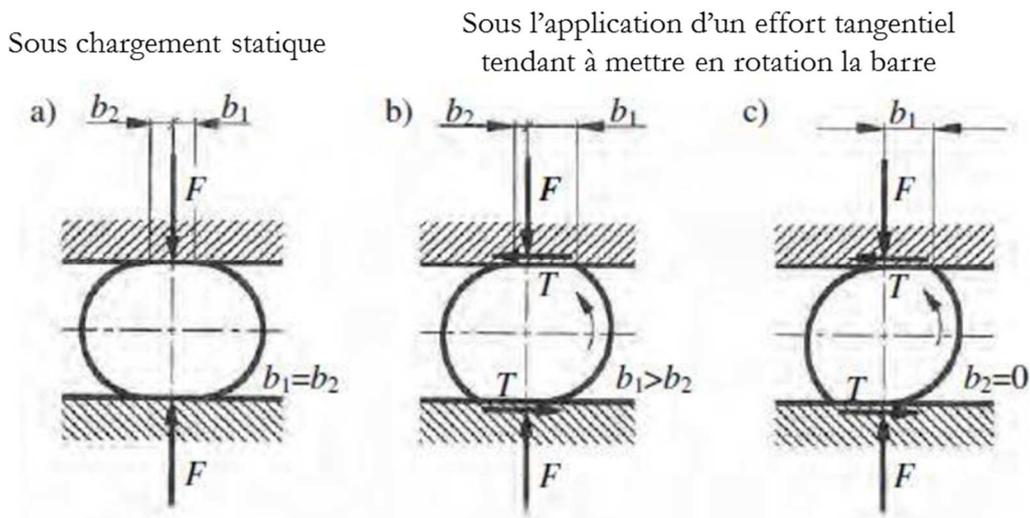


Figure 1-17 – Profil circulaire après déformation selon la longueur de contact du méplat formé par l'écrasement et le frottement b [16]

Les phénomènes thermiques au cours du laminage transversal sont très complexes. Les surfaces libres de la pièce en cours de laminage échangent la chaleur avec l'environnement par convection et radiation, alors que, les surfaces en contact avec l'outil échangent de la chaleur par conduction. Un point en surface du laminé va donc subir un cycle thermique de refroidissement par contact avec les outils et de réchauffement par conduction de la chaleur depuis le centre du laminé. De manière simultanée, lors du laminage, la plupart de l'énergie de déformation plastique est transformée sous forme de chaleur. C'est l'interaction de ces phénomènes qui rendent complexe la détermination des champs de température selon [17].

### 1.3.1.2 Paramètres géométriques d'un coin de mise en forme

Dans le procédé de laminage transversal, les paramètres géométriques du coin de mise en forme sont les paramètres clés pour garantir la stabilité du procédé. Ces paramètres sont illustrés sur la Figure 1-18 : l'angle de formage  $\alpha$ , l'angle d'étirement  $\beta$  et le rapport de réduction de diamètre ( $\Delta r$ ). Ces paramètres déterminent la zone de contact entre l'outillage et le lopin en cours de laminage, et le taux de déformation subi par le lopin [18].

L'angle de formage  $\alpha$  est visible dans le plan YZ de la Figure 1-18. Cet angle contrôle la zone de contact entre l'outillage et la pièce. Un angle de formage plus faible implique une zone de contact plus importante et une déformation plastique plus localisée. L'angle d'étirement  $\beta$  est visible dans le plan XY de la Figure 1-18. Cet angle détermine le taux de déformation axiale. Plus l'angle d'étirement est faible, plus la course de laminage de l'outillage est longue.

En plus des principaux paramètres on peut observer les trois zones de fonctionnement présentées dans la section précédente du chapitre : zone de pénétration, zone d'étirement et zone de calibrage. Dans la zone de pénétration le coin pénètre progressivement la matière pour réduire le diamètre du lopin jusqu'à atteindre la réduction de diamètre attendue. Dans la zone d'étirement la matière est repoussée dans le sens longitudinal du lopin jusqu'à atteindre la longueur de la réduction de diamètre réduit. Finalement, la zone de calibrage permet d'améliorer la qualité de surface et d'éliminer les défauts de forme pour l'obtention de l'axisymétrie. De manière globale, les angles de formage et d'étirement des zones de pénétration et d'étirement sont choisis par le concepteur. Les angles de formage de la zone de calibrage sont déterminés par les caractéristiques géométriques de la pièce laminée. Compte tenu de la course disponible de laminage, la longueur des zones de fonctionnement est calculée par des relations géométriques entre les angles de formage et d'étirement, et les dimensions géométriques de la pièce laminée. Chaque coin de mise en forme de l'outillage comporte les paramètres géométriques décrits précédemment. Les réductions de diamètre de la pièce sont formées les unes après les autres en commençant par celle du centre de la pièce et en poursuivant par celles les plus extérieures.

Dans les paragraphes suivants, dans la partie 1.3.2.1 (Description de la méthodologie COLT) une synthèse des règles de la littérature est faite. Ces règles concernent les domaines de fonctionnement des paramètres géométriques du coin de mise en forme.

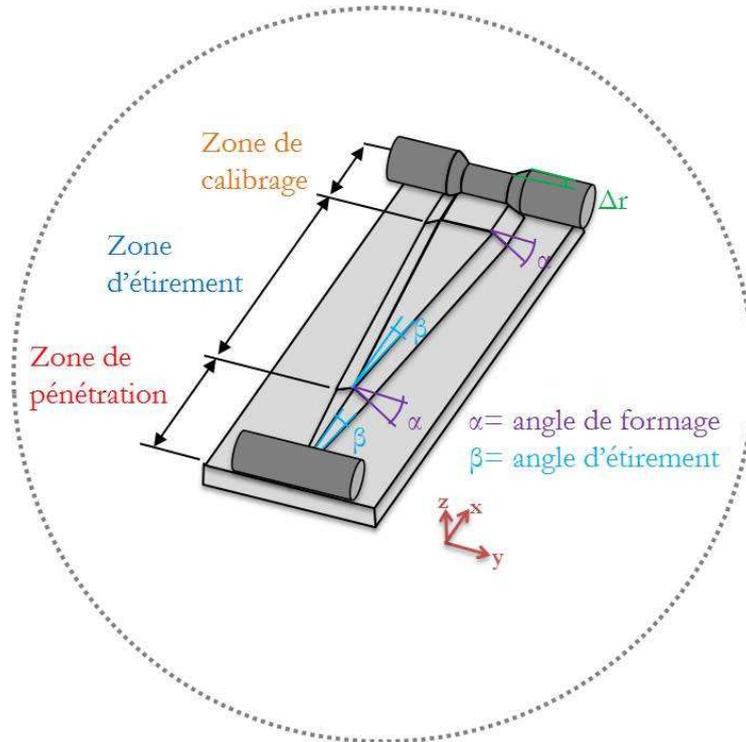


Figure 1-18 – Paramètres géométriques d'un coin de mise en forme

### 1.3.1.3 Paramètres de formage

Les relations entre les paramètres de formage et les conditions de friction/usure déterminent le comportement tribologique du procédé de laminage [19]. Les paramètres « procédé » sont identifiées :

- Paramètres « procédé » :
  - Paramètres de la machine que l'on peut faire varier, comme par exemple : la vitesse de laminage, la température de laminage et l'entrefer des outillages.
  - Paramètres de l'outillage, pour les faire varier il est nécessaire de refabriquer un outillage. Par exemple : les angles de formage et d'étirement

### 1.3.1.4 Défauts types des pièces laminées

Dans la littérature sont identifiés les défauts types des pièces laminées associés à un mauvais choix des paramètres géométriques de l'outillage [20]. Ces défauts peuvent être internes ou externes. Ils sont illustrés sur la Figure 1-19.

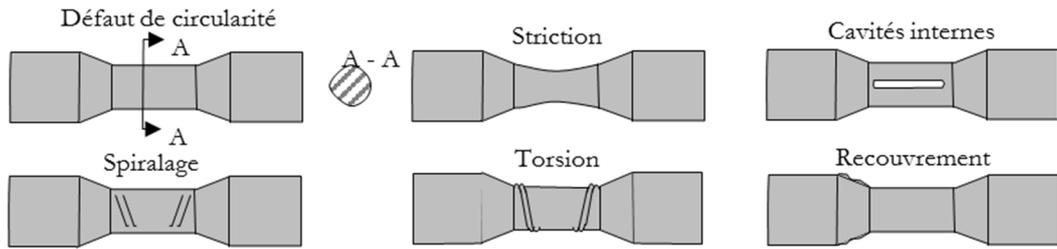


Figure 1-19 – Défauts types des pièces laminées

Recensé de la littérature, les principaux facteurs affectant la stabilité du procédé et la qualité des pièces laminées sont :

**Glissement** entre le lopin et les outillages : quand le lopin en cours de laminage glisse au contact outil/lopin, la section transversale de la pièce n'est pas correctement formée. Un surplus de matière est brutalement comprimé lors de son prochain passage en contact avec l'outillage. Si cette mauvaise formation de la section n'est pas corrigée, la géométrie finale de la pièce laminée n'est donc pas conforme [10]. Le défaut de glissement est favorisé par des angles d'étirement  $\beta$  et de formage  $\alpha$  importants, un coefficient de friction faible ainsi que des rapports de réduction faible [14]. Le glissement peut conduire jusqu'à la striction.

**La striction** : le phénomène de striction est dû à des instabilités pendant la déformation de la réduction. Lors de la déformation, les zones de la pièce du diamètre réduit sont sollicitées en traction dans son axe longitudinal. La striction peut apparaître sous l'action de cette traction. L'apparition du défaut de striction est favorisée par des angles d'étirement  $\beta$  et de formage  $\alpha$  importants ainsi que des rapports de réduction importants [21]. Ces caractéristiques géométriques du coin produisent des efforts radiaux et tangentiels faibles en comparaison avec l'effort axial [14].

**Cavités internes** : l'apparition et la formation des cavités internes par effet Mannesmann est un défaut critique des pièces laminées (voir Figure 1-20).

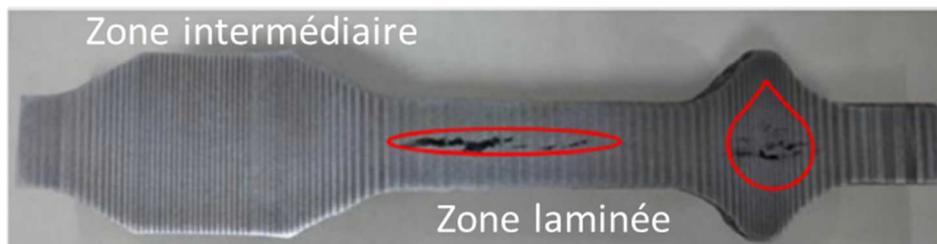


Figure 1-20 – Exemple d'une pièce laminée avec cavités internes [22]

Depuis quelques temps, les auteurs cherchent à comprendre les causes menant à l'apparition et à la croissance de ces cavités. Parmi les causes les plus citées on trouve : (1) ce défaut est dû au cycle de traction-

compression alternée (voir Figure 1-21) [3], [23] et [24]. La pièce se trouve en compression entre deux outillages, la matière est sollicitée en traction dans sa direction longitudinale. (2) La formation de cavités internes est due à des contraintes importantes de cisaillement au centre de la pièce [25] et [18].

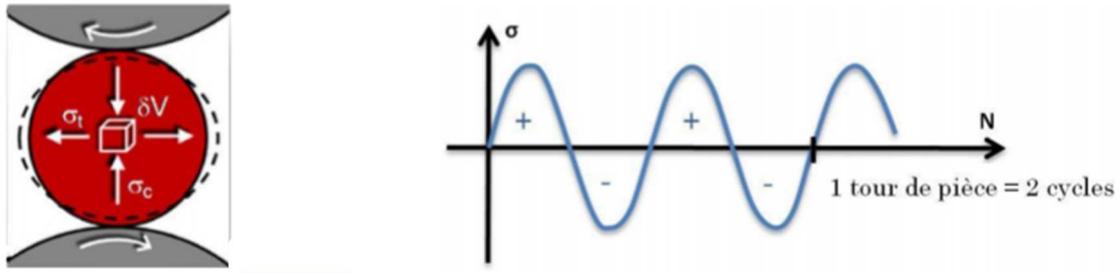


Figure 1-21 – Cycle de compression et traction alterné [25]

Egalement, la propreté inclusionnaire de l'acier joue un rôle important favorisant la formation des cavités et leur vitesse de croissance.

Les auteurs Li et al. [2] ont étudié l'impact des paramètres géométriques du coin sur l'apparition et la taille des cavités internes. Un angle de formage  $\alpha$  faible favorise la formation et la croissance des cavités internes comme illustré sur la Figure 1-22(a). Avec un angle de formage  $\alpha$  plus faible la zone de contact pièce/outil augmente, provoquant une déformation plastique plus localisée. La concentration de contraintes provoque la formation de cavités internes au début du cycle de laminage. Quand l'angle d'étirement  $\beta$  augmente, la tendance reste la même (voir Figure 1-22(b)) mais la croissance de cavités internes est plus importante. Ceci est dû au fait qu'avec un angle d'étirement plus important, la pièce est soumise à une déformation axiale plus importante.

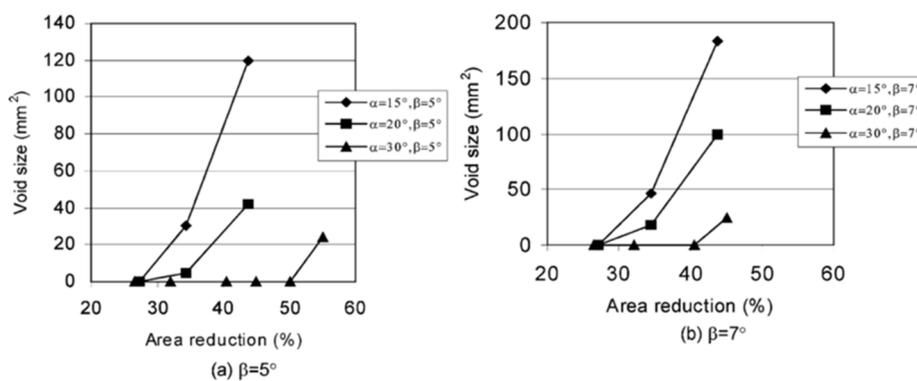


Figure 1-22 – Influence de l'angle de formage sur la formation et la taille de cavités internes [2]

Comme dit précédemment, avec un angle d'étirement  $\beta$  important la déformation axiale de la pièce augmente. La matière est forcée à s'écouler rapidement en direction longitudinale favorisant la formation et la taille de cavités internes comme illustré sur la Figure 1-23(a). Quand l'angle de formage  $\alpha$  augmente, la tendance reste la même mais la taille de cavités internes est réduite, comme illustré sur la Figure 1-23(b).

Ceci est dû au fait que les contraintes de cisaillement au centre de la pièce diminuent avec un angle de formage important.

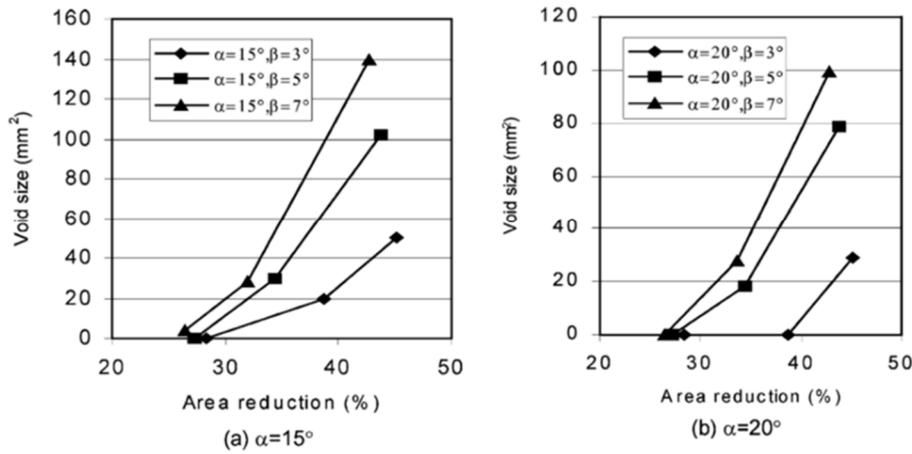


Figure 1-23 – Influence de l'angle d'étirement sur la formation et la taille de cavités internes [2]

Jusqu'aujourd'hui, les auteurs de la littérature se sont concentrés sur les défauts types du procédé de laminage transversal [2], [3] et [10]. Ils se sont intéressés à l'impact des paramètres géométriques du coin sur la qualité des pièces [26] et [27] et l'optimisation du choix de ces paramètres afin de les éviter [20] et [28]. Néanmoins, la compréhension du cycle de vie d'outillage est encore limitée. L'apparition de défauts le long du cycle de vie d'outillage due à l'usure est toujours un sujet en développement. L'usure de l'outillage se caractérise par un changement de la géométrie de l'outillage dû à la perte de matière, celui-ci veut dire qu'il y a une évolution des paramètres géométriques de l'outillage. De même, les conditions de frottement à l'interface pièce/outil évoluent aussi. Ces travaux de thèse portent un intérêt particulier sur ces instabilités apparaissant au cours du cycle de vie d'outillage. Compte tenu de ces objectifs, dans le contexte industriel, il est donc fondamental d'identifier les défauts types des pièces et les défauts apparaissant au fur et à mesure du cycle de vie.

### 1.3.2 Méthode de conception « COLT »

Historiquement, la conception d'outillage de laminage transversal s'est appuyée sur le savoir-faire et l'expérience des concepteurs. Le procédé n'est pas entièrement maîtrisé, car c'est un procédé très complexe, incrémental où les phénomènes tribologiques jouent un rôle majeur pour la stabilité du procédé [29]. Pour un cycle de laminage, le temps de contact est très faible mais pour un outillage, le nombre de cycles est très élevé ; cet aspect du procédé rend difficile l'évaluation des effets de l'usure et donc la stabilité du procédé à un grand nombre de cycles. L'approche essai-erreur est toujours appliquée d'une part, pour la sélection des paramètres géométriques des outillages, parce que même de légères variations de  $1^\circ$  d'un angle peuvent apporter des instabilités et être la cause de défauts de qualité [30] ; et d'autre part pour la mise au point des paramètres du procédé tels que l'entrefer. Cette approche est coûteuse et longue. L'application du procédé en industrie est limitée, étant donné qu'il n'y a pas de logiciels ou de méthodes de conception d'outillages

accessibles au public. Une industrie utilisant le procédé de laminage transversal, souhaitant élargir les applications du procédé, se trouve souvent limitée parce qu'elle n'est pas autonome pour concevoir une nouvelle géométrie d'outillage. Elle doit faire appel aux experts, très souvent ces derniers étant les fabricants de laminoirs.

Depuis sa création, le laboratoire LCFC des Arts et Métiers de Metz travaille sur l'industrialisation des procédés de fabrication innovants. Depuis 2009 une thématique particulière autour de l'industrialisation du procédé de laminage transversal est développée. Les travaux de thèse de Mangin [25] ont abordé l'étude des paramètres clés du procédé et le développement d'une méthodologie de **C**onception d'**O**utillage de **L**aminage **T**ransversal appelée COLT.

### **1.3.2.1 Description de la méthodologie COLT**

Compte tenu du contexte industriel et scientifique du laminage transversal, le laboratoire LCFC a développé en collaboration avec la commission forge du CETIM une méthodologie d'aide à la conception d'outillage basée sur une synthèse des règles issues de la littérature. Cette méthodologie propose au concepteur des étapes séquentielles pour concevoir la géométrie d'outillage et lui permet d'avoir accès rapidement aux règles existantes. Le concepteur est donc guidé pour choisir de manière optimale les paramètres géométriques de l'outillage. Un outil informatique a été programmé sur la base de la méthodologie COLT. La totalité des règles sont synthétisées dans le Tableau 1-1

L'objectif de cette partie du manuscrit est de présenter la méthodologie COLT telle qu'elle a été initialement développée. Cette synthèse permet au lecteur de se situer au point de départ des travaux de thèse de ce manuscrit. Lors de cette thèse, des améliorations ont été apportées à la méthodologie COLT et cette nouvelle version a été validée et appliquée au cas d'étude industriel. Les améliorations apportées et son application sont présentées dans le chapitre 3.

L'outil d'aide à la décision guide l'utilisateur pour choisir les paramètres géométriques d'un coin de mise en forme basée sur les règles de conception de la littérature et sur les relations géométriques entre le coin de mise en forme et la pièce laminée. La méthodologie permet d'exporter l'outillage sous la forme d'un ensemble de points caractéristiques pouvant ainsi être traités par un logiciel de CAO. Finalement, l'outillage sous un format CAO peut être traité sur un logiciel de simulation numérique.

Les paramètres géométriques du coin de mise en forme sont rappelés dans la Figure 1-24. Ces paramètres sont : l'angle de formage  $\alpha$ , l'angle d'étirement  $\beta$  et le rapport de réduction de diamètre ( $\Delta r$ ). Il y a les trois zones de fonctionnement : zone de pénétration, zone d'étirement et zone de calibrage. La figure illustre également les relations géométriques entre le coin de mise en forme et la pièce laminée. Par exemple, la hauteur du coin de mise en forme est directement liée au diamètre final de la réduction. Les angles de formage de la zone de calibrage du coin de mise en forme correspondent aux angles imposés par la forme

de la réduction de la pièce laminée. La largeur de la base inférieure du coin correspond à la largeur de la réduction.

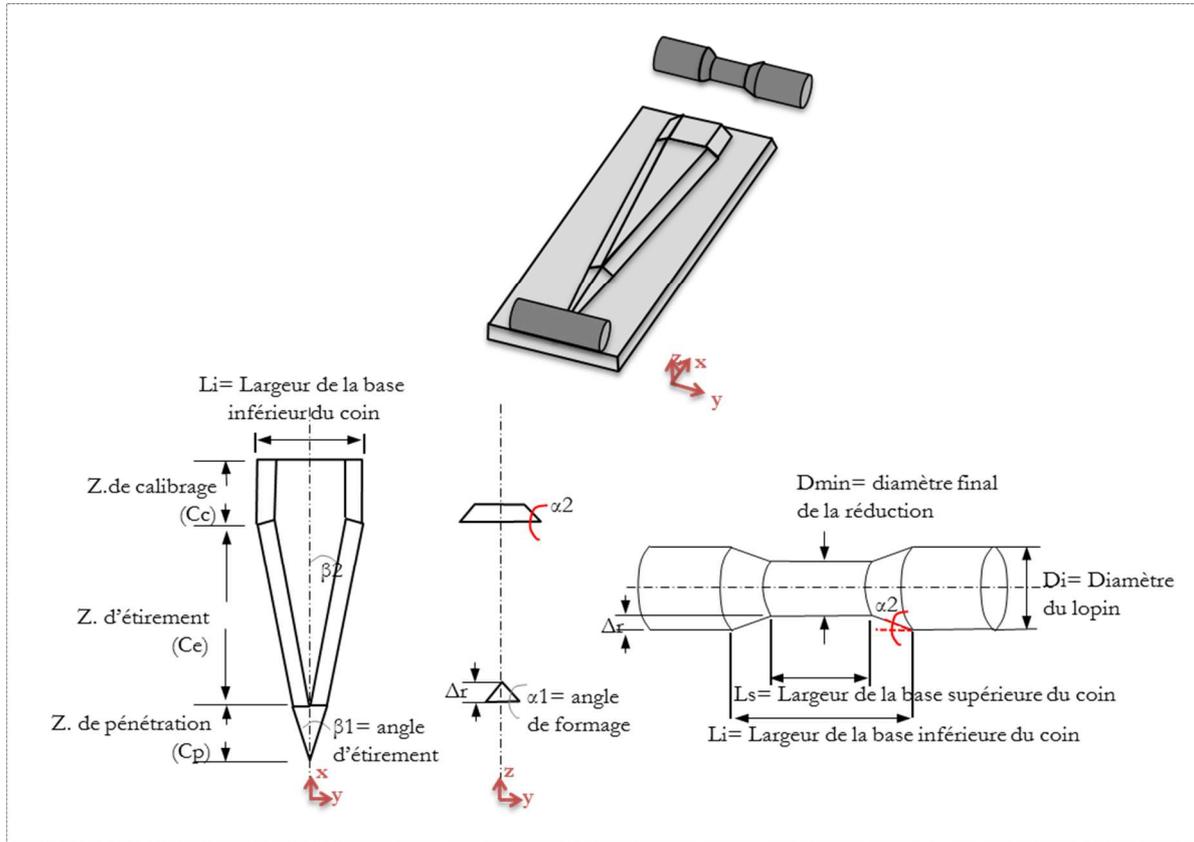


Figure 1-24 – Paramètres du coin de mise en forme et relation pièce-coin

### 1.3.2.2 Synthèse de règles de la littérature

Les règles issues de la littérature sont synthétisées dans le Tableau 1-1.

<b>R1</b>	<p><b>Rapport de réduction</b></p> <p>Claasen et al. [31] utilisent le rapport de réduction <math>Ed</math> présenté dans l'équation (1). L'intervalle de stabilité est tel que <math>16\% \leq Ed \leq 58\%</math>. Danno et Takana [32] utilisent le rapport de réduction <math>E</math> de l'équation (2). L'intervalle de stabilité est tel que <math>60\% \leq E \leq 70\%</math>. Pour le même rapport de réduction <math>E</math>, Fu et Dean [3] proposent un intervalle de <math>55\% \leq E \leq 70\%</math>. Pater et al. [27] utilisent le rapport de réduction <math>\delta</math> de l'équation (3) lequel doit respecter l'équation (10) de la règle R11.</p> <p>Les différents rapports de réductions utilisés dans la littérature peuvent être définis en fonction d'un seul terme <math>\delta</math> afin de donner une cohérence à ensemble de règles. Les résultats sont des intervalles de stabilité pour [31] tel que <math>1,19 \leq \delta \leq 2,38</math> ; pour [32] tel que <math>1,58 \leq \delta \leq 1,82</math> et pour [3] tel que <math>1,50 \leq \delta \leq 1,82</math>.</p>
-----------	---

	$Ed = \frac{Di - Dmin}{Di} \quad (1)$ $E = 1 - \frac{Dmin^2}{Di^2} \quad (2)$ $\delta = \frac{Di}{Dmin} \quad (3)$
<b>R2</b>	<p><b>Angle de formage</b></p> <p>Tselikov et al. [33] proposent l'intervalle de stabilité tel que <math>15^\circ \leq \alpha \leq 45^\circ</math>. Fu et Dean [3] proposent un intervalle étendu tel que <math>15^\circ \leq \alpha \leq 40^\circ</math>, mais pour ne pas avoir de risque de défauts internes ils proposent de limiter cet intervalle tel que <math>20^\circ \leq \alpha \leq 30^\circ</math>. Pater et Weronki [20] proposent l'intervalle de stabilité tel que <math>15^\circ \leq \alpha \leq 60^\circ</math> afin de produire des produits plus complexes. Pour Neugebauer et al. [34] l'intervalle acceptable est tel que <math>20^\circ \leq \alpha \leq 60^\circ</math>. Pour Danno et Tanaka [32] l'angle de formage doit être tel que <math>15^\circ \leq \alpha \leq 20^\circ</math>. Pour Claasen et al. [31] l'angle de formage maximum doit se situer dans un intervalle tel que <math>15^\circ \leq \alpha \leq 87^\circ</math>. Un angle de formage faible augmente le risque des cavités internes, en revanche un angle de formage important augmente le risque de striction.</p>
<b>R3</b>	<p><b>Angle d'étirement</b></p> <p>Tselikov et al. [33] proposent un intervalle de stabilité tel que <math>3^\circ \leq \beta \leq 15^\circ</math>. Koizumi et al. [35] proposent un intervalle de stabilité tel que <math>3^\circ \leq \beta \leq 12^\circ</math>. Pour Neugebauer et al. [34] l'intervalle de stabilité est tel que <math>9^\circ \leq \beta \leq 12^\circ</math>. Fu et Dean [3] proposent l'intervalle tel que <math>5^\circ \leq \beta \leq 10^\circ</math>. Pater et Weronki [20] proposent un intervalle de stabilité tel que <math>3^\circ \leq \beta \leq 15^\circ</math>. Pour Danno et Tanaka [32] l'angle d'étirement ne doit pas dépasser <math>\beta \leq 15^\circ</math>. Un angle d'étirement faible implique une course de laminage importante et augmente le risque de cavités internes. En revanche, un angle d'étirement important augmente le risque de glissement et de striction.</p>
<b>R4</b>	<p><b>Longueurs des zones de fonctionnement (pénétration, étirement et calibrage)</b></p> <p>Peu d'informations sont disponibles dans la littérature concernant la longueur minimale ou maximale de chaque zone de fonctionnement. Mangin [25] a défini la course minimale de chaque zone en fonction du nombre de tours du lopin. Pour la zone de pénétration au minimum <math>\frac{1}{2}</math> tour, pour la zone d'étirement au minimum 1 tour et pour la zone de calibrage au minimum <math>\frac{1}{2}</math> tour. La longueur des zones de fonctionnement est fixée quand les angles <math>\alpha</math> et <math>\beta</math> sont fixés.</p>
<b>R5</b>	<p><b>Calcul des longueurs des zones de fonctionnement (pénétration, étirement et calibrage)</b></p> <p>Les longueurs des zones de fonctionnement sont calculées par des relations géométriques entre les angles de formage et d'étirement, et les dimensions géométriques de la pièce laminée [25]. Par exemple d'après la Figure 1-25, présentée à la fin du tableau, la zone de pénétration peut être calculée avec l'équation (4).</p> $Cp = \frac{\Delta r}{\tan \alpha \tan \beta} \quad (4)$

	où $\Delta r = D_i - D_{min}$
<b>R6</b>	<p><b>Position relative des coins</b></p> <p>Un deuxième coin peut être positionné au moins à la fin de la zone d'étiement du coin précédent [25]. La position relative des coins a un impact sur la longueur totale de laminage. Le deuxième coin doit être positionné de manière à ce que la formation de la réduction précédente soit finalisée.</p>
<p>Les règles suivantes R7 au R11 sont issues de Hayama [26] et Pater et al. [27]. Ces règles sont basées sur des modèles établis par des simplifications de l'état de déformation et des contraintes lors du laminage.</p>	
<b>R7</b>	<p>D'après Hayama [26] pour éviter le <b>glissement</b> du lopin, la condition de l'équation (5) doit être respectée. Un coefficient de frottement entre l'outillage et le lopin 0,35 est pris par hypothèse.</p> $(0,15 + 0,0038\alpha)\beta^{0,925} \leq 1,93 \quad (5)$
<b>R8</b>	<p>Hayama [26] propose l'équation (6) pour éviter le défaut de <b>striction</b>. Le rapport de réduction doit respecter :</p> $\delta \leq \frac{1}{2}(2 + \pi \tan \alpha \tan \beta) + \sqrt{\frac{3\pi}{2(\tan \alpha)^3 \tan \beta} \frac{1}{\xi}} \quad (6)$ <p style="text-align: center;">où <math>\xi = 51,559e^{-0,0416\alpha}</math></p>
<b>R9</b>	<p>Pour éviter les <b>cavités internes</b>, deux conditions à respecter sont présentées dans les équations (7) et (8) [26].</p> $(0,15 + 0,0038\alpha)\beta^{0,325} \geq M \quad (7)$ <p style="text-align: center;">Où M est un paramètre constant du matériau entre <math>0,35 \leq M \leq 0,45</math></p> $\tan \alpha \tan \beta \geq 0,04 \quad (8)$
<b>R10</b>	<p>Pour éviter la <b>torsion</b> et la <b>striction</b>, il faut respecter l'équation (9) [26].</p> $\tan \alpha \tan \beta \leq 0,08 \quad (9)$
<b>R11</b>	<p>Rapport de réduction à respecter en équation (10) selon Pater et al. [27]</p> $\delta \geq 1 + \pi * \tan \alpha \tan \beta \quad (10)$

Tableau 1-1 – Synthèse de règles issues de la littérature

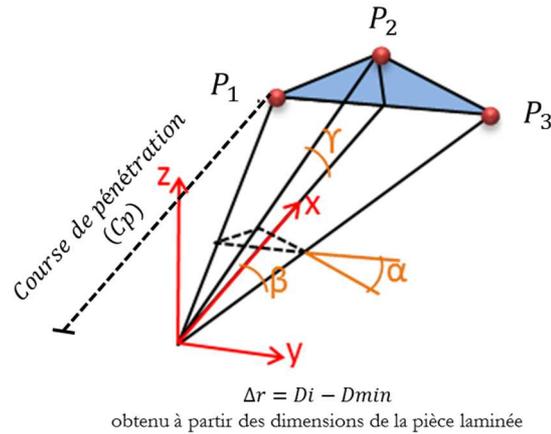


Figure 1-25 – Relations géométriques entre les paramètres du coin

### 1.3.2.3 Etapes de la méthodologie d'aide à la décision (COLT)

La méthodologie COLT guide l'utilisateur pour sélectionner les paramètres géométriques du coin de mise en forme compte tenu des règles précédentes mais aussi des limitations de la machine, telles que la course totale disponible. COLT fournit des étapes séquentielles et logiques dans lesquelles les règles de conception doivent être vérifiées pas à pas. Ces règles peuvent être issues de la littérature (voir Tableau 1-1) ou issues des essais expérimentaux de l'utilisateur. La géométrie de l'outillage résultante est exportée sous la forme de coordonnées spatiales (x, y, z) des points remarquables. Ces points peuvent être ensuite traités dans un logiciel CAO afin de construire le modèle numérique de l'outillage avec une approche surfacique.

Le logigramme de la méthodologie COLT est présenté en [25]. La section suivante présente une description globale de la méthodologie.

#### 1.3.2.3.1 Caractéristiques géométriques de la pièce à laminier

Dans un premier temps, il faut collecter et analyser les caractéristiques de la pièce à laminier (voir Figure 1-26). La méthodologie concerne les pièces laminées portant une symétrie par rapport au plan perpendiculaire à son axe de rotation. Si la pièce n'est pas symétrique il faut réaliser une opération de symétrie miroir et produire 2 pièces simultanément. Les dimensions de la pièce doivent être connues telles que longueurs, diamètres (diamètre maximal ( $D_i$ ) et diamètre final de chaque réduction ( $D_{min}$ )), rayon de raccordement et nombre de réductions de diamètre. A partir de relations trigonométriques, les dimensions de la pièce permettent de calculer les angles de la réduction.

## Géométrie de la pièce

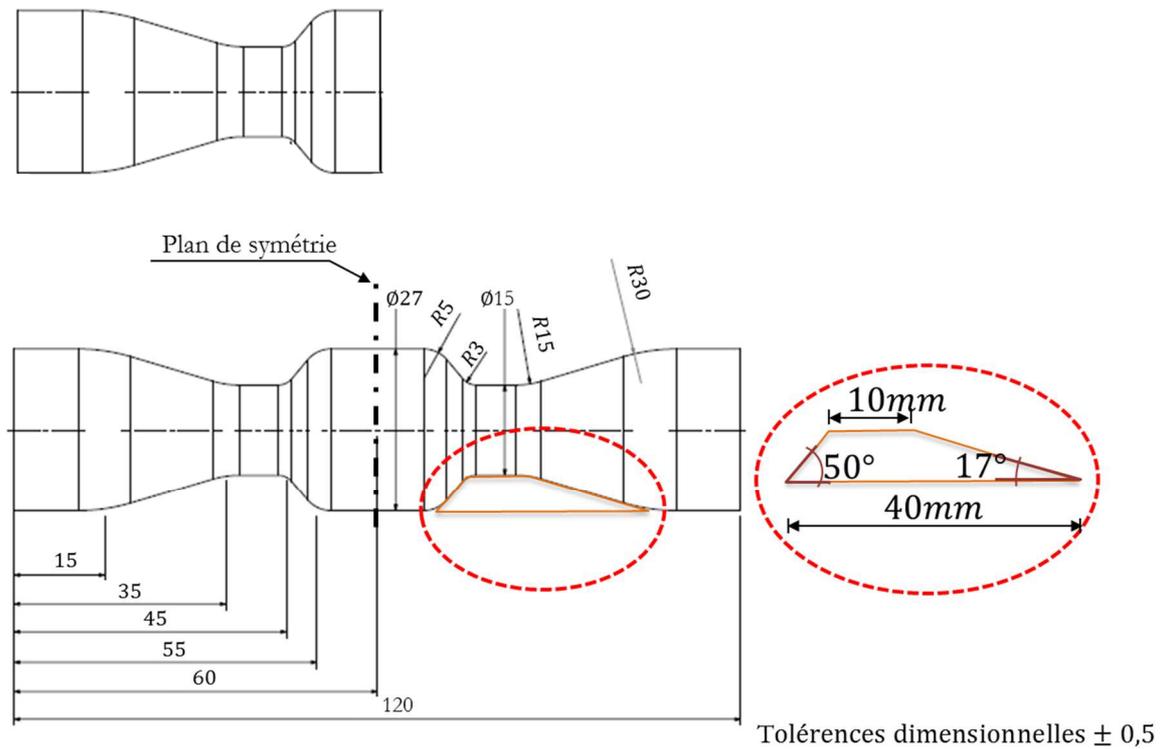


Figure 1-26 – Collecter les caractéristiques géométriques de la pièce

**1.3.2.3.2 Détermination des dimensions géométriques du lopin**

Les caractéristiques de la pièce laminée déterminent les dimensions initiales du lopin. La première hypothèse est que le diamètre maximal de la pièce  $D_i$  est le diamètre initial du lopin. En appliquant le principe de conservation du volume on peut calculer la longueur du lopin. L'expansion thermique est prise en considération.

**1.3.2.3.3 Relation géométrique entre la pièce à laminier et le coin de mise en forme**

Les dimensions géométriques de la pièce à laminier imposent les angles de formage  $\alpha$  de la zone de calibrage du coin de mise en forme. Par exemple, dans le cas de la Figure 1-26 les angles imposés sont  $50^\circ$  et  $17^\circ$ . Un deuxième exemple est illustré dans la Figure 1-27.

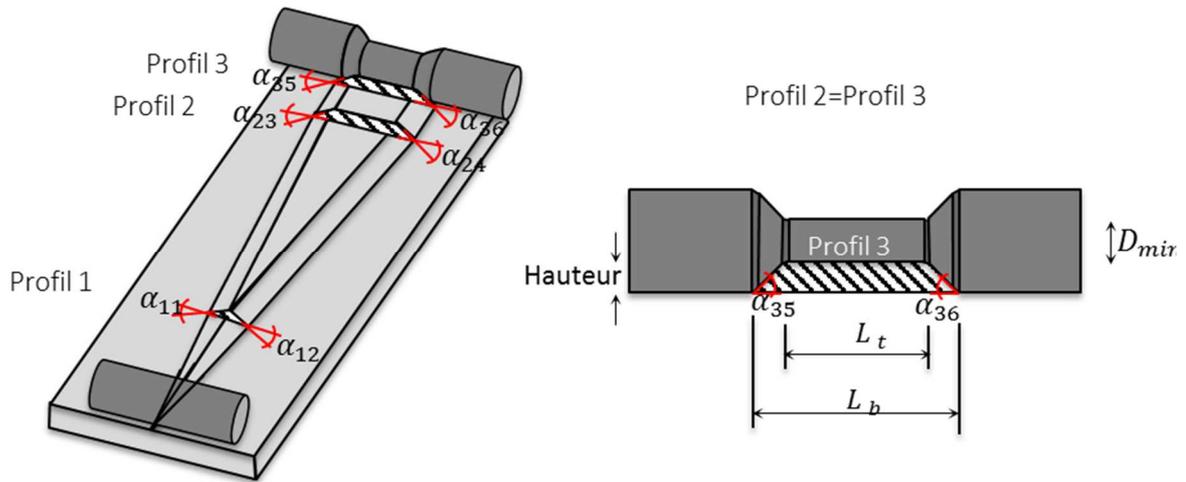


Figure 1-27 – Angles de formage  $\alpha$  de la zone de calibrage imposés par la géométrie de la pièce à laminer

Une pièce symétrique de réduction simple est présentée. Les angles imposés sont  $\alpha_{35}$  et  $\alpha_{36}$ . Etant donné la symétrie de la pièce  $\alpha_{35} = \alpha_{36}$ . Ils peuvent être calculés par des relations géométriques comme présenté dans l'équation (11). Etant donné que le profil du coin ne change pas lors de la phase de calibrage, le profil 2 est identique au profil 3, par conséquent  $\alpha_{35} = \alpha_{23}$  et  $\alpha_{36} = \alpha_{24}$ .

$$\tan(\alpha_{35}) = \tan(\alpha_{36}) = \frac{1/2 (D_i - D_{\min})}{L_b - L_t} \quad (11)$$

#### 1.3.2.3.4 Vérification des règles

Ensuite il faut vérifier les règles de conception concernant le taux de réduction et les angles de formage (concernant les angles imposés) pour avoir une première idée de la stabilité du procédé. Ensuite compte tenu de l'expérience et la connaissance de l'utilisateur, ce dernier réalise les actions suivantes. Il analyse les règles guidant le choix des angles de formage  $\alpha$  et d'étirement  $\beta$  des zones de pénétration et d'étirement du coin. Lors de cette action il juge subjectivement les règles et il essaie de choisir des valeurs d'angles admissibles par la plupart des auteurs.

#### 1.3.2.3.5 Géométrie du coin issue de COLT. Coordonnées $(x, y, z)$ des points remarquables

Une fois que les paramètres géométriques du coin sont définis, la géométrie du coin est *figée*. La méthodologie COLT fournit les coordonnées  $(x, y, z)$  des points remarquables en utilisant purement des relations géométriques. Dans les paragraphes précédents, le concept de *profil* a été introduit. Les profils principaux sont au début et à la fin des phases du coin (pénétration, étirement et calibrage). Ces profils peuvent être caractérisés en fonction de : la hauteur, le largeur, des angles, des rayons de raccordement et des points remarquables. La Figure 1-28 illustre un coin de mise en forme et le profil principal à la fin de la zone de calibrage avec les points remarquables.

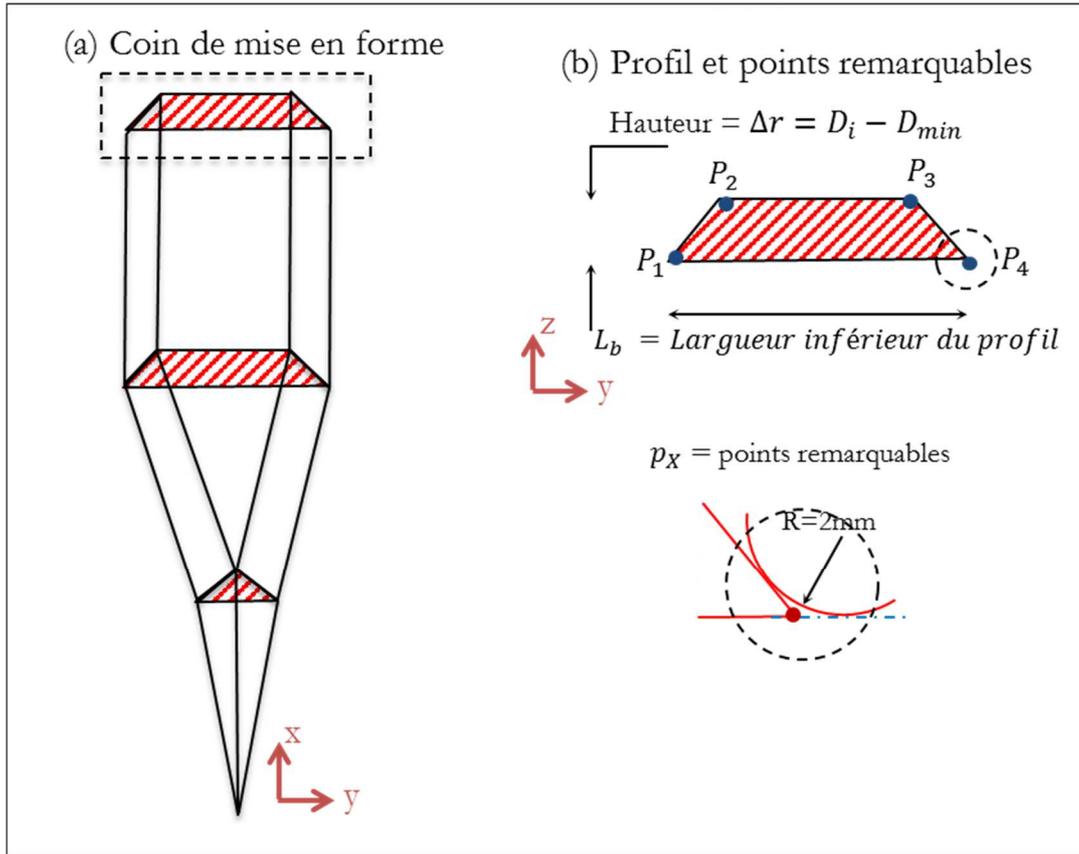


Figure 1-28 – (a) coin de mise en forme et (b) profil à la fin de la zone de calibrage avec les points remarquables

Le calcul des coordonnées des points remarquables est fait par des relations géométriques entre les paramètres du coin. Prenons l'exemple de la Figure 1-25, les coordonnées des points remarquables sont calculées selon le Tableau 1-2.

Points remarquables	X [mm]	Y [mm]	Z [mm]
$P_1$	$C_p$	$-\Delta r/\tan(\alpha)$	0
$P_2$	$C_p$	0	$\Delta r$
$P_3$	$C_p$	$\Delta r/\tan(\alpha)$	0

Tableau 1-2 – Calcul des coordonnées (x, y, z) des points remarquables du profil de pénétration

Le concept de points remarquables facilite l'exportation de la géométrie du coin de mise en forme soit à plat pour un laminoir à plaques ou sous une forme cylindrique pour un laminoir à rouleaux. Le passage d'une géométrie à plat vers une géométrie cylindrique est expliqué avec le schéma de la Figure 1-29 et les relations mathématiques du Tableau 1-3.

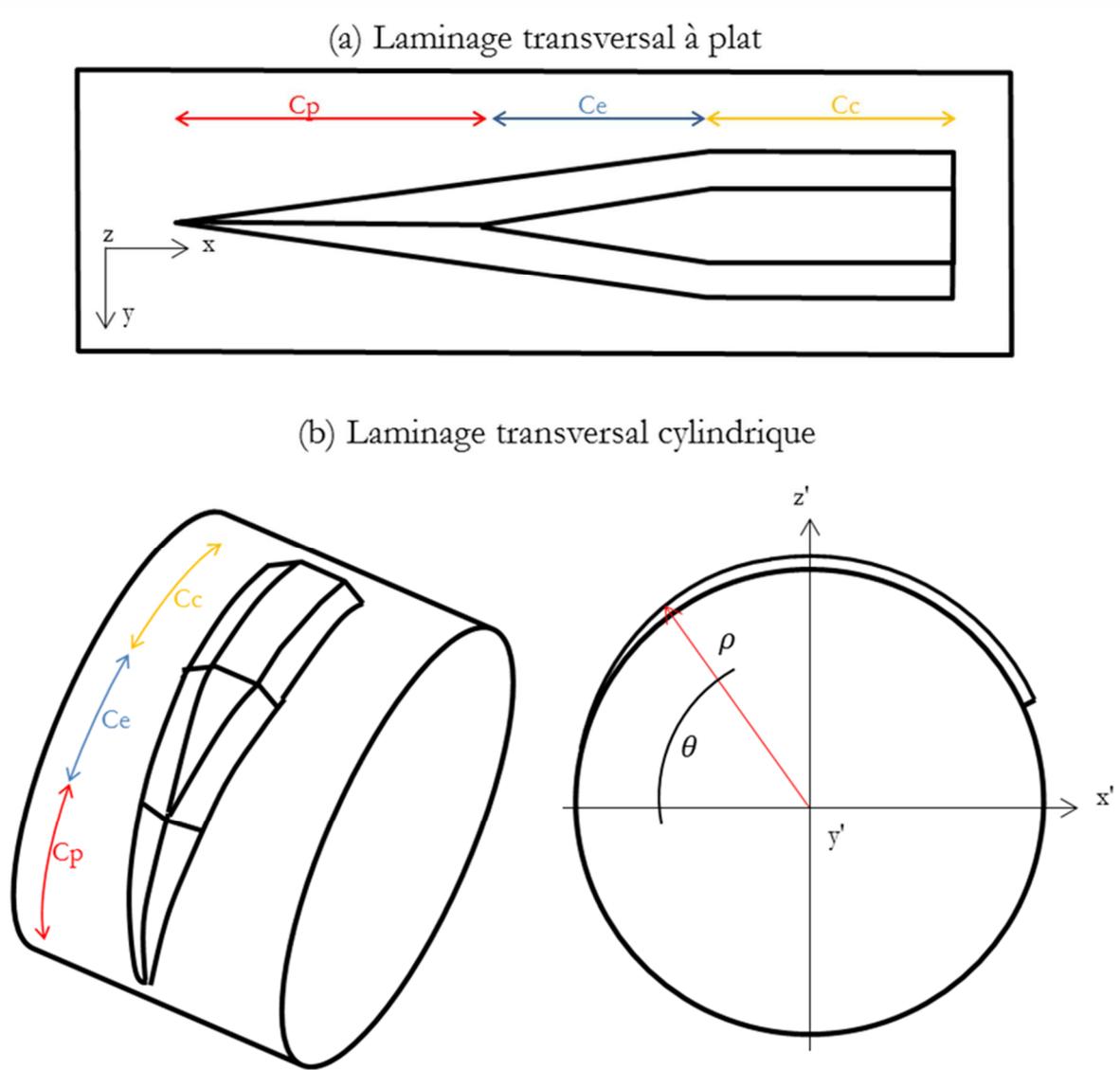


Figure 1-29 – Schéma des relations géométriques entre un coin de mise en forme à plat et à deux rouleaux.

Géométrie à plat	Géométrie cylindrique
$x$	$x' = \rho \sin \theta$
$y$	$y' = y$
$z$	$z' = \rho \cos \theta$
	où $\rho = R + z(x, y)$ et $R =$ Rayon du cylindre

Tableau 1-3 - Relations mathématiques pour le passage d'une géométrie à plat à cylindrique

#### 1.3.2.4 Limitations de la méthodologie

Les paragraphes précédents ont synthétisé les étapes de la méthodologie COLT. Suite à une analyse de la méthodologie, les limitations ont été identifiées.

- Les règles de conception issues de la littérature ont été synthétisées dans le Tableau 1-1. Ces règles sont à la base de la méthodologie. Néanmoins, le lecteur peut constater que les règles ne sont pas toujours cohérentes entre elles et les auteurs peuvent montrer quelques différences entre eux. Par ailleurs, dans la littérature les auteurs ne spécifient pas toujours le matériau, l'état inclusionnaire initial, la température initiale du lopin et l'interface outil-lopin (rugosité, lubrifiant, stries). En revanche, dans la littérature il y a aussi des cas où des pièces sont laminées sans défauts avec des paramètres géométriques extrêmes, loin des intervalles de stabilité. Tel est le travail de recherche de Pater et al. [30] qui a utilisé le laminage transversal pour fabriquer un arbre épaulé avec des angles de 70° et 90°. Ou bien le travail de recherche de Liu et al. [18] où des pièces laminées avec des rapports de réduction supérieurs à 75% ont été fabriqués par le procédé de laminage transversal en deux étapes. Ces exemples prouvent l'importance de la connaissance et de l'expérience des concepteurs dans la mise en œuvre du procédé. Pour tenir compte des incohérences des règles, on a décidé d'intégrer un indice de confiance associé à chaque paramètre géométrique du coin. Cet indice de confiance permet de quantifier les incertitudes. Il permet également d'identifier les défauts potentiels des pièces laminées, en considérant que le paramètre avec l'indice de confiance le plus faible, est celui avec le risque majeur d'instabilité.
- Dans l'état actuel de la méthodologie, l'expérience de l'utilisateur est très importante pour les décisions de conception. COLT guide l'utilisateur pour optimiser le choix des caractéristiques géométriques d'un coin de mise en forme pour une pièce de réduction simple ou bien une pièce symétrique avec deux réductions de diamètre. Dans ce dernier cas, étant donné que la pièce est symétrique, il est seulement nécessaire d'optimiser les paramètres géométriques d'un coin de mise en forme. Néanmoins, la méthodologie n'intègre pas de règles pour définir la configuration de l'outillage dans le cas d'une pièce avec plusieurs réductions de diamètre, telle que la préforme de bielle du cas industriel. Dans le cas de plusieurs coins de mise en forme il faut optimiser les paramètres géométriques de chaque coin tout en tenant compte des limitations de la machine et des paramètres imposés. Les paramètres géométriques d'un coin à optimiser peuvent varier si la réduction se trouve au centre de la pièce ou dans l'extrémité. Il semble important de classifier le type de coins et de définir des règles permettant à l'utilisateur d'obtenir la configuration de l'outillage. Ensuite, selon les indices de confiance on peut faire une optimisation locale pour chaque coin et finaliser avec une optimisation globale de l'outillage.

Les améliorations apportées à la méthodologie COLT lors de ces travaux de thèse sont abordées dans le chapitre 3. La méthodologie est également appliquée au cas d'étude industriel.

### 1.3.3 Conclusions

Jusqu'aujourd'hui les règles de conception de la littérature intégrées dans COLT concernent l'optimisation des paramètres géométriques du coin afin d'éviter l'apparition de défauts types tels que : glissement, striction et cavités internes. Néanmoins, on ne trouve pas de règles concernant les défauts apparaissant à long terme dans le cycle de vie et plus particulièrement l'impact de l'usure sur la stabilité du procédé. La compréhension des phénomènes physiques se produisant après un nombre de cycles élevé permettrait à l'utilisateur d'intégrer ses propres règles dans la méthodologie afin d'optimiser le choix de paramètres compte tenu de leur évolution due à l'usure de l'outillage (la perte de matière).

La simulation numérique est donc indispensable pour la compréhension des phénomènes physiques ayant une influence sur la stabilité du procédé. De plus la simulation fiable permettrait d'éliminer des outillages à risque et donc, de réduire la part expérimentale de développement des outils.

## 1.4 Etat de l'art de la simulation numérique du laminage transversal

### 1.4.1 Dans la littérature

Au cours des dernières années, l'étude du procédé de laminage transversal à travers la simulation numérique est devenue une technique de plus en plus fréquente tant au niveau universitaire qu'industriel. Actuellement il est possible de trouver dans la littérature des travaux scientifiques basés exclusivement sur la simulation numérique ainsi que des études expérimentales appuyées sur la simulation numérique. D'après [30] ce n'est que très récemment que les résultats de la simulation numérique du procédé sont satisfaisants. Ceci n'est pas étonnant étant donné la complexité de la modélisation du procédé, à sa nature tridimensionnelle, à la zone de contact pièce/outil et les caractéristiques de frottement.

Les principaux logiciels commerciaux utilisés pour la simulation par éléments finis du procédé sont : ANSYS® [24], [36] et [37] ; FORGE® [12], [38] et [29] ; DEFORM® [39], [40] et [41] ; Marc/AutoForge® [14] et [30] ; et MSC SOFTWARE® [17], [42] et [43].

De manière générale, suivant les différentes publications, les principaux objectifs de l'utilisation de la simulation numérique du procédé sont :

- La compréhension des phénomènes de déformation
- L'analyse de la distribution de température et des efforts
- L'analyse de l'influence des paramètres géométriques de l'outillage sur la stabilité du procédé et la qualité des pièces
- L'analyse de l'apparition des défauts intrinsèques.

Fang et al. [39] ont étudié de manière purement théorique les différentes étapes du laminage transversal (pénétration, étirement et calibrage) dans le cas d'une pièce de réduction simple laminée dans un laminoir à

deux rouleaux. Les auteurs ont développé un modèle 3D dans le logiciel Deform® [39]. La distribution des contraintes dans la section axiale de la pièce en cours de laminage a été analysée pour comprendre l'apparition des cavités internes. Les résultats numériques montrent que pendant sa rotation la pièce se trouve dans un cycle constant de contraintes de traction-compression. Les contraintes au centre de la pièce sont souvent de traction favorisant la propagation des cavités internes. Un autre facteur ayant une influence sur la propagation des cavités internes est la contrainte hydrostatique négative laquelle empêche l'apparition du défaut. Les résultats numériques ont montré une contrainte hydrostatique plus faible au centre de la pièce en comparaison avec les points en surface. Les résultats sont présentés en Figure 1-30.

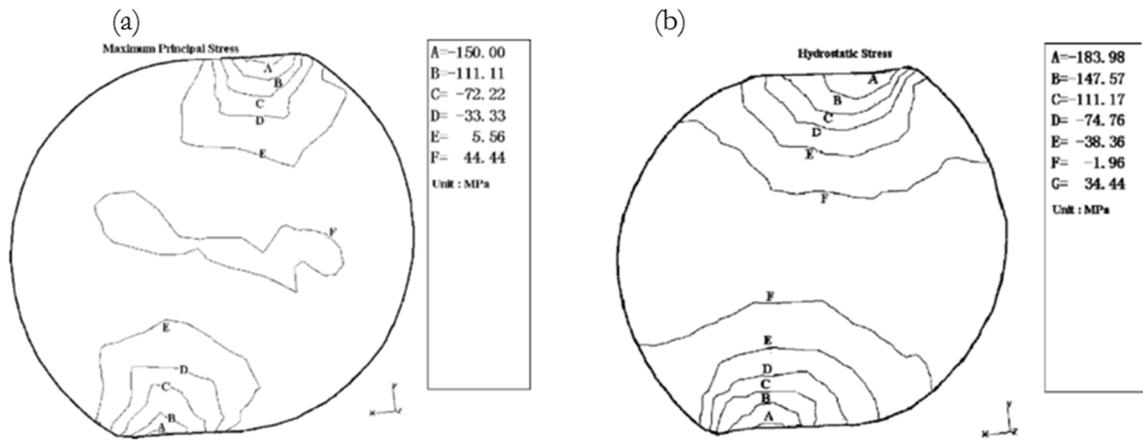


Figure 1-30 – (a) distribution de la contrainte principale dans une section de la pièce en cours de déformation et (b) distribution de la contrainte hydrostatique dans une section de la pièce en cours de déformation [39]

Pater [14] a simulé le procédé dans le cas d'une pièce de réduction simple avec le logiciel MARC/AutoForge®. Il s'est intéressé aux champs de déformation, aux champs de contraintes et à la distribution des forces radiale et tangentielle. Il a étudié l'influence des paramètres géométriques du coin (angle de formage  $\alpha$ , angle d'étirement  $\beta$ ), du taux de réduction et du coefficient de friction sur les phénomènes de glissement et de striction. Le premier est favorisé par des angles d'étirement  $\beta$  et de formage  $\alpha$  importants, un coefficient de friction faible ainsi que des rapports de réduction faible. Le second est favorisé par des angles d'étirement  $\beta$  et de formage  $\alpha$  importants ainsi que des rapports de réduction importants.

Qiang et Song [17] ont étudié la distribution de la température lors du laminage par la méthode des éléments finis. Les auteurs ont étudié l'influence de plusieurs paramètres sur la température au centre du lopin lors de sa déformation. L'impact de l'angle d'étirement  $\beta$  provoque deux effets contraires (voir Figure 1-31a). Au début du cycle de laminage, un angle d'étirement  $\beta$  important provoque une augmentation de la température au centre de la pièce parce que le taux de déformation augmente ainsi que l'énergie thermique. Néanmoins, dans la phase d'étirement, un angle d'étirement  $\beta$  important baisse le temps de contact entre le lopin et le coin diminuant aussi l'énergie de frottement. L'angle de formage ne semble pas avoir un impact significatif sur la température au centre de la pièce en cours de déformation (voir Figure 1-31b).

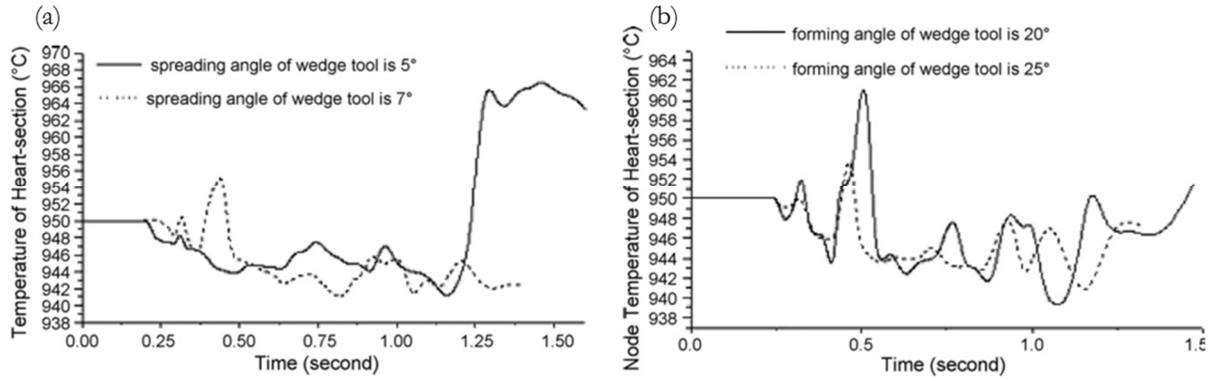


Figure 1-31 – Température au centre de la pièce en cours de laminage suivant (a) l'angle d'étiement et (b) l'angle de formage [17]

Ji et al. [7] ont évalué le procédé de laminage transversal par des essais expérimentaux et la simulation 3D par éléments finis avec Deform®. Leur cas d'étude est la fabrication d'une préforme de réduction simple par laminage transversal dans le processus de fabrication d'une soupape creuse (voir Figure 1-32a). L'étude s'est focalisée sur la compréhension de la distribution de température et des efforts. Leurs résultats montrent que pendant le laminage la température de la pièce augmente en raison de la dissipation plastique (voir Figure 1-32b). Une différence importante de température est observée entre les points en surface et les points au centre de la pièce, les premiers ayant une température plus faible à cause de la perte de chaleur avec l'environnement. L'effort radial ( $F_x$  dans la Figure 1-32c) est plus important (avec un rapport de 3) que l'effort tangentiel et l'effort axial. La déformation d'une pièce en cours de laminage est caractérisée par une compression radiale et un écoulement dans la direction axiale.

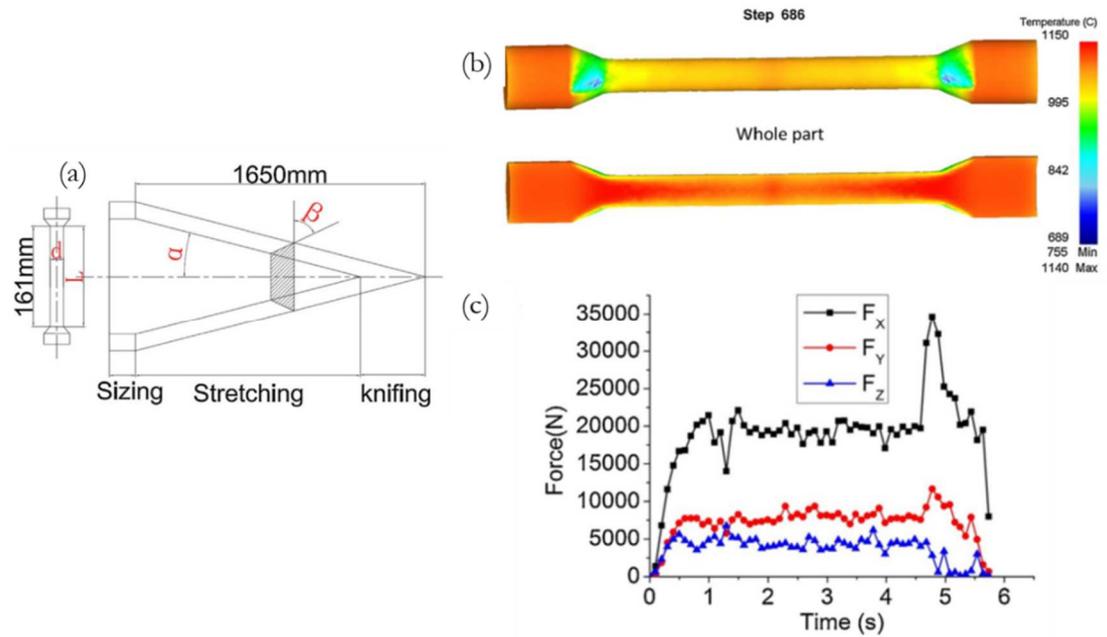


Figure 1-32 – (a) Configuration du laminage transversal, (b) distribution de la température de la pièce en cours de laminage (d'une part on observe les points en surface et d'autre part on observe les points au centre de la pièce) et (c) distribution des efforts pendant le cycle de laminage

La formation des cavités internes a été étudiée par la simulation numérique par plusieurs auteurs. Silva et al. [29] ont utilisé le critère d'endommagement de Latham-Cockroft afin de prédire le risque de formation de cavités internes dans le cas d'une pièce de réduction simple en 38MnSiVS5. Ils ont conclu que pour l'acier micro-allié le principal facteur menant la formation des cavités internes est l'état inclusionnaire de l'acier. Ghiotti et al. [38] ont développé un modèle d'endommagement en prenant en compte la propreté inclusionnaire de l'acier. Le modèle a correctement prédit le temps de formation et la localisation des cavités internes au centre de la pièce (voir Figure 1-33). Néanmoins l'application du modèle est limitée car on a besoin des données expérimentales et des analyses microstructurales.

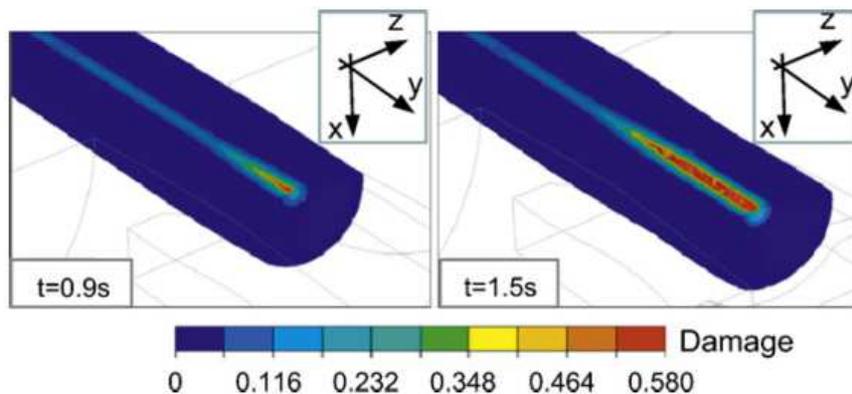


Figure 1-33 – Temps de formation et localisation des cavités internes [38]

On trouve dans la littérature d'autres publications concernant l'analyse de risque de formation de cavités internes basées sur de critères d'endommagement du type Latham-Cockroft [18], Oyane-Sato [44] et Rice

& Tracey [45]. Dans le chapitre 3 les résultats des publications sont comparés aux résultats numériques issus de ces travaux de recherche.

Les publications scientifiques concernant la fabrication d'une pièce plus complexe avec plusieurs réductions de diamètre sont plus limitées. Un exemple est le travail de Zho et al. [22]. Ils ont étudié les mécanismes de formation des cavités internes. Leurs résultats montrent les conditions nécessaires pour l'apparition du défaut : une contrainte de cisaillement importante ainsi que la première contrainte principale élevée. Pour valider les résultats numériques, ils ont comparé les dimensions géométriques de la pièce numérique et la pièce réelle. A travers la simulation numérique les auteurs ont mis en évidence une des complexités du laminage transversal dans le cas d'une pièce avec plusieurs réductions de diamètre, ceci est expliqué par le schéma de la Figure 1-34. Dans le cas d'une pièce d'une seule réduction, lors de la déformation la matière s'écoule dans la direction longitudinale vers les extrémités de la pièce. Dans le cas d'une pièce avec plusieurs réductions, les réductions sont formées par des coins latéraux. Lors de la pénétration et au début de l'étirement la facette intérieure du coin repousse la matière vers le centre.

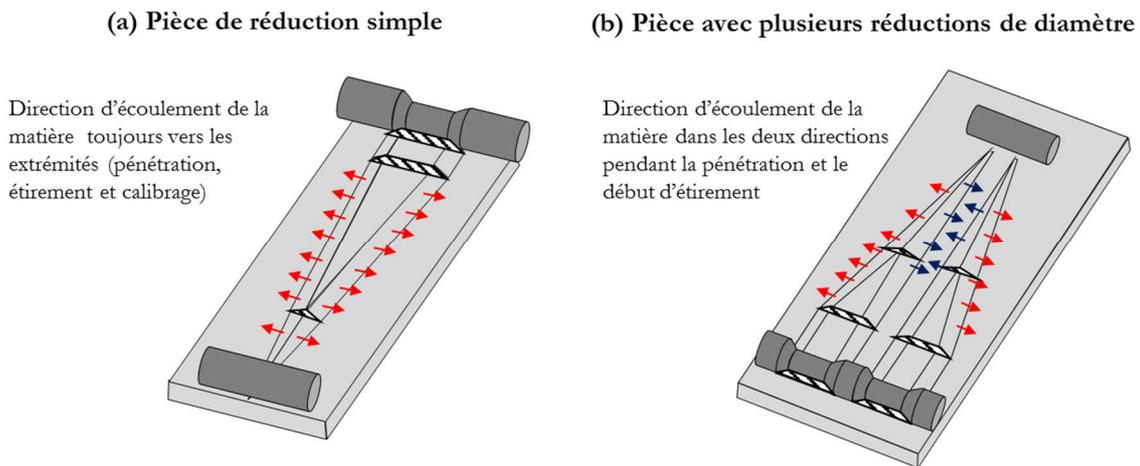


Figure 1-34 – Directions de l'écoulement de la matière dans le cas (a) d'une pièce de réduction simple et (b) d'une pièce avec plusieurs réductions de diamètre

Suite à l'état de l'art de la simulation numérique du laminage transversal, on peut observer que pour rendre plus efficace le modèle numérique et compte tenu des limitations, la majorité des publications scientifiques ont défini les hypothèses suivantes :

- Symétrie du procédé (gauche/droite)
- Comportement du lopin : isotropie et critère de Von Mises
- Coefficient de friction uniforme et constant
- Modèle rigide pour les outillages
- Compréhension du procédé par le cas d'étude d'une pièce d'une seule réduction (à exception des publications [11] et [22]).

Compte tenu de cette recherche bibliographique et du contexte scientifique de ces travaux de thèse, les limitations actuelles de la simulation numérique du procédé sont citées ci-après.

- Tenir compte de la sensibilité du procédé aux paramètres de frottement et au rôle de l'anisotropie de contact des surfaces latérales des coins.
- Prendre en compte des phénomènes physiques liés au laminage transversal dans le cas d'une pièce avec plusieurs réductions de diamètre (multi-laminage transversal). Etant donné qu'une grande partie des publications scientifiques concernent le laminage transversal d'une pièce de réduction simple, est-ce que des conclusions peuvent-être transférées au cas du multi-laminage transversal ? Si oui, dans quelles conditions ?
- Tenir compte de possibles dissymétries du procédé. Une des hypothèses des modèles 3D des études numériques de la littérature est une mise en forme symétrique lors du cycle de laminage. En réalité, dans quelle mesure le procédé est effectivement symétrique (gauche/droite, haut/bas) au niveau des coefficients de frottement, température, efforts, etc. Aussi bien dans le cas d'une pièce de réduction simple que dans celui de plusieurs réductions de diamètre.
- Prendre en compte les phénomènes physiques ayant lieu après un grand nombre de cycles de laminage (cycle de vie d'outillage).
- Améliorer les algorithmes de résolution numérique afin de réduire le temps de calcul.

#### 1.4.2 La simulation chez ADJ

Suite à l'arrivée du laminoir transversal, l'entreprise s'est intéressée à la simulation numérique du procédé sous Forge2008®. Dans le cadre d'un post-doctorat et avec le support de Transvalor (éditeur de Forge®), des études ont été menées ayant pour but de :

- Réaliser une mise en données correcte de la simulation.
- Ajuster les paramètres (numériques, cinématiques, conditions de frottement, échanges thermiques et rhéologiques) permettant d'obtenir des résultats conformes aux mesures expérimentales de terrain
- Evaluer le potentiel prédictif et identifier les manques de la simulation

Lors de l'étude numérique réalisée en 2010 [46], un modèle 3D du procédé a été développé (voir Figure 1-35). Les objets du modèle sont : un lopin, deux outillages inférieur et supérieur, et deux réglettes de guidage. Dans ce paragraphe les résultats numériques ne sont pas discutés. En revanche, le chapitre 2 est dédié à la simulation numérique du procédé compte tenu des connaissances de l'entreprise et des publications scientifiques. Dans ce paragraphe, une idée de l'état des connaissances d'ADJ concernant la simulation numérique est décrite. Cela permet au lecteur de comprendre le point de départ de ces travaux de thèse.

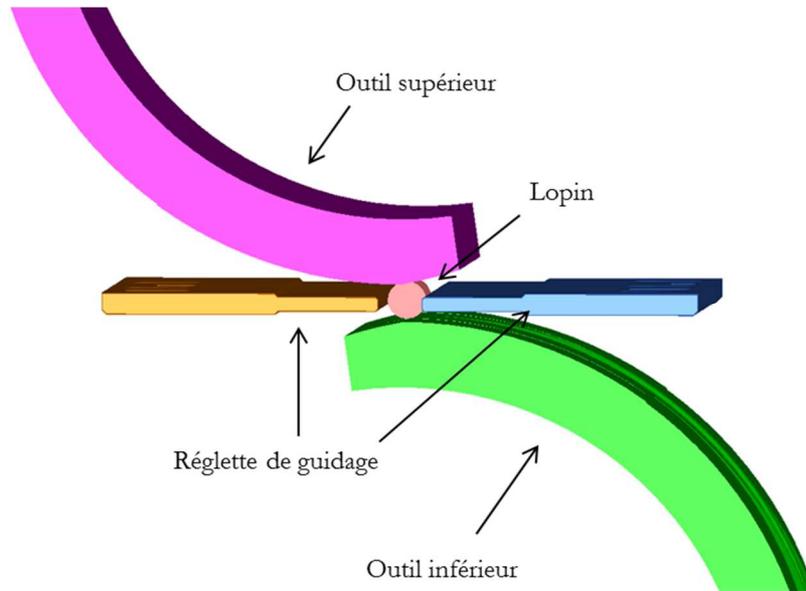


Figure 1-35 – Modèle 3D du laminage transversal développé par ADJ

Tout d’abord, les objets sont positionnés comme dans la configuration industrielle. L’écartement (l’entrefer) entre les outils supérieur et inférieur est défini de manière à obtenir une pièce laminée de dimensions nominales. Ensuite, certains paramètres numériques ayant une influence sur la fiabilité des résultats et sur le bon déroulement de la simulation ont été identifiés. Un des paramètres numériques ajustés a été le pas de temps de calcul. La géométrie de la pièce laminée issue de la simulation a été comparée à celle d’une pièce réelle, les résultats étant globalement conformes. Le modèle numérique est capable de représenter correctement des phénomènes intrinsèques du procédé tels que le spiralage et le repli à l’extrémité de la tenue.

Un des paramètres majeurs du procédé est le frottement outil/lopin. Pour identifier les coefficients de frottement une comparaison simulation-expérimentation a été menée sur la torsion des pièces laminées. Pour pouvoir mesurer la torsion en simulation une ligne de marquage surfacique a été placée comme illustré en Figure 1-36a. Expérimentalement des lopins spéciaux ont été réalisés comportant une ligne de marquage obtenue par soudure comme illustré en Figure 1-36b, cette méthode a également été suivie par Mangin [47]. Une attaque acide permet de révéler le cordon.

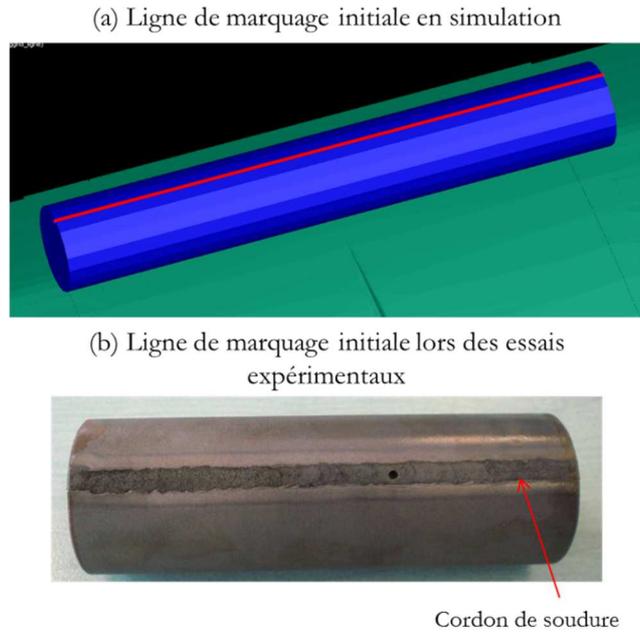


Figure 1-36 – Confrontation simulation – expérimentation de la torsion de la pièce après laminage. (a) Ligne de marquage en surface en simulation et (b) ligne de marquage lors des essais expérimentaux [46]

Pour rappel, les résultats discutés ci-après sont issus du travail réalisé en 2010. D'une part, les résultats numériques ont mis en évidence la sensibilité de la torsion au coefficient de frottement (voir Figure 1-37)

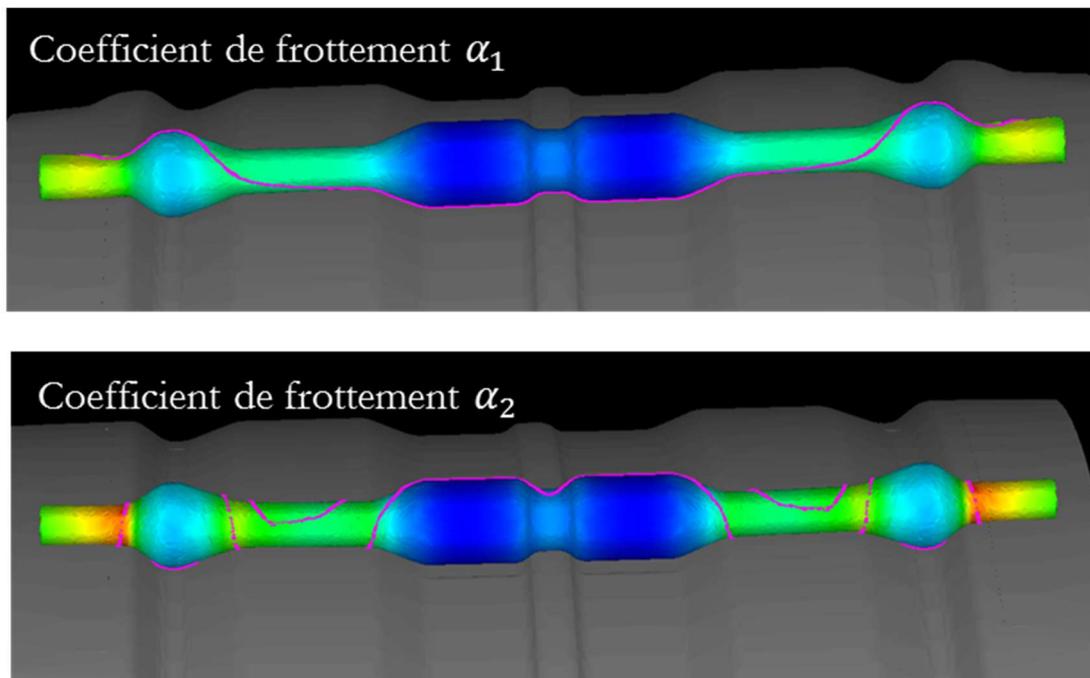


Figure 1-37 – Visualisation de la torsion pour deux simulations numériques avec deux coefficients de frottement différents [46]

D'autre part, les résultats expérimentaux ont mis en évidence une dissymétrie en torsion de la pièce laminée (voir Figure 1-38). Ce phénomène est considéré anormal puisque la géométrie de la pièce est

symétrique et que le procédé est censé être symétrique. La dissymétrie montre au contraire la grande sensibilité de la torsion au frottement. Les différences de frottement, la dispersion de frottement entre les deux côtés de l'outillage provoquent une dissymétrie significative de la torsion.

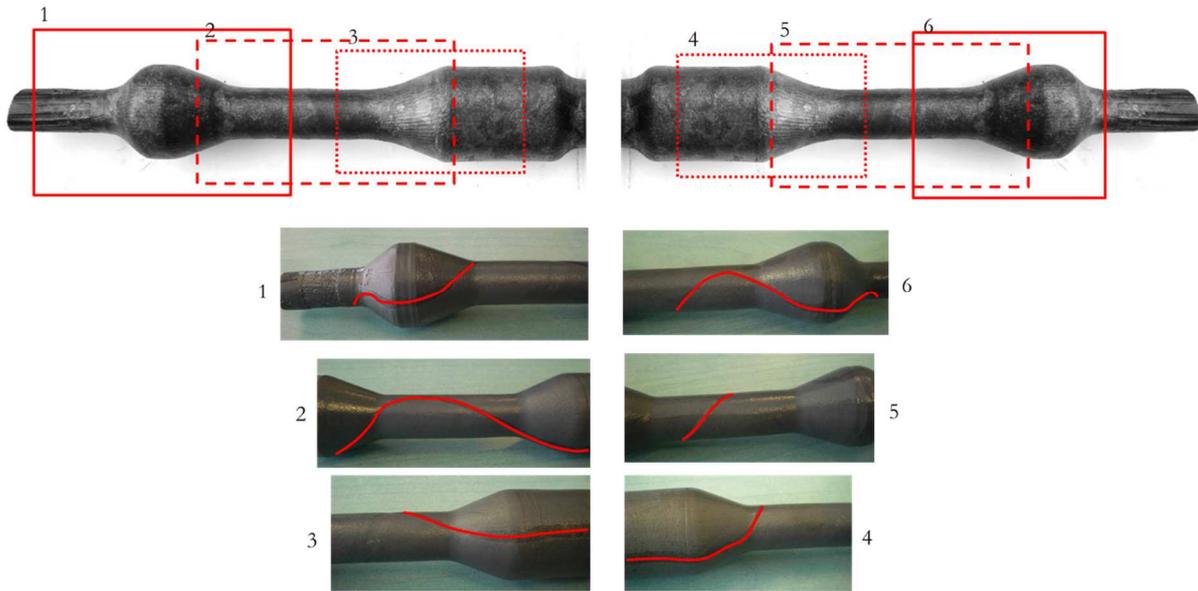


Figure 1-38 – Visualisation d'une dissymétrie au niveau de la torsion lors des essais expérimentaux

### 1.4.3 Conclusions

Les résultats obtenus lors de l'étude ont mis en évidence l'importance d'améliorer la compréhension de la robustesse du modèle numérique du laminage transversal. Il est nécessaire de valider le modèle de la simulation vis-à-vis de sa sensibilité aux paramètres numériques (taille de maille, fichier d'outillage...) et procédé (frottement, température...). Dans l'état actuel, le pouvoir prédictif de la simulation numérique n'est pas complètement défini. Ceci rend difficile l'utilisation de cet outil pour valider le développement des nouveaux outillages, ou mieux comprendre les phénomènes physiques se produisant lors du cycle de laminage, en particulier pour la préforme de bielle du cas d'étude.

Pour ces raisons, le chapitre 2 aborde l'étude paramétrique de robustesse de la simulation numérique. Les résultats numériques ont été confrontés aux résultats industriels d'une part avec les dimensions de la pièce et ses caractéristiques et d'autre part en confrontant le couple moteur. L'objectif final étant d'utiliser la simulation numérique pour la validation de nouveaux outillages, la prédiction des défauts types en fonction des paramètres géométriques des coins, l'identification des phénomènes influant sur l'instabilité du procédé et la compréhension des phénomènes d'usure des outillages.

## 1.5 Usure des outillages

Ces travaux de thèse cherchent à contribuer à la compréhension du procédé de laminage transversal. Un des axes de recherche est l'identification des phénomènes physiques ayant lieu après un nombre élevé de cycles pendant la durée de vie des outillages.

Dans le cas du laminage transversal, l'usure des outillages se caractérise par des changements géométriques de l'outillage et par une évolution des conditions de frottement à l'interface outil/lopin. L'usure aura pour conséquence un impact significatif sur la stabilité du procédé et sur la géométrie de la pièce laminée.

Dans ce qui suit, les principaux modes d'usure des outillages sont traités et une première estimation de l'impact de ce mode vis-à-vis du laminage est réalisée.

### 1.5.1 Modes d'endommagement des outillages à chaud

Avant de choisir la nuance d'acier, son traitement thermique et son traitement superficiel ; il faut d'abord évaluer la nature et le niveau des sollicitations de service de l'outillage. Un système de forgeage à chaud est très complexe. Pour Bournicon [48], celui-ci est constitué de trois sous-systèmes : mécanique, métallurgique et tribologique. Les composants des sous-systèmes sont présentés en Tableau 1-4. L'interaction de ces composants avec les conditions de mise en forme, dans le cas du forgeage, soumettent les outillages à des sollicitations thermiques, mécaniques et chimiques très élevées. La sévérité des sollicitations induit différents modes d'endommagement tels que l'usure, la fatigue thermique et mécanique et la déformation plastique. Ces modes d'endommagement sont complexes et couplés.

Système de mise en forme par forgeage à chaud		
Sous-système mécanique	Sous-système métallurgique	Sous-système tribologique
Pièce Matériau forgé Machine Gamme de forgeage Outil Conditions opératoires	Outil <ul style="list-style-type: none"> <li>○ Matériau</li> <li>○ Traitement thermique de masse</li> <li>○ Traitement superficiel</li> <li>○ Revêtements</li> </ul> Matériau forgé	Surface de l'outil Surface du matériau forgé Interface <ul style="list-style-type: none"> <li>○ Lubrifiants</li> <li>○ Oxydes</li> </ul>

Tableau 1-4 – Composants d'un système de forgeage à chaud [48]

Bien qu'il soit courant d'avoir plusieurs types de modes d'endommagement dans un outillage, l'usure par abrasion a été trouvée comme la principale raison de défaillance des outillages de forgeage ; représentant jusqu'à 70% des défaillances [49].

#### 1.5.1.1 Endommagement par fatigue thermique

Les sollicitations thermiques sont généralement caractérisées par un choc thermique lors du contact de l'outil avec le métal à forger. Pendant la durée de vie de l'outillage, des cycles de chargements thermiques

avec des échauffements et des refroidissements se produisent. Lors des cycles d'échauffement et refroidissement alternés, les points en surface de l'outillage sont soumis à des cycles de compression et traction variables. Ainsi, des gradients de température se développent dans l'outil par conduction thermique étant donné les différences de température des points en surface et à cœur. Des contraintes d'origine thermique résultent des dilatations et contractions alternées menant à l'apparition de fissures par faïençage [50] (voir Figure 1-39).

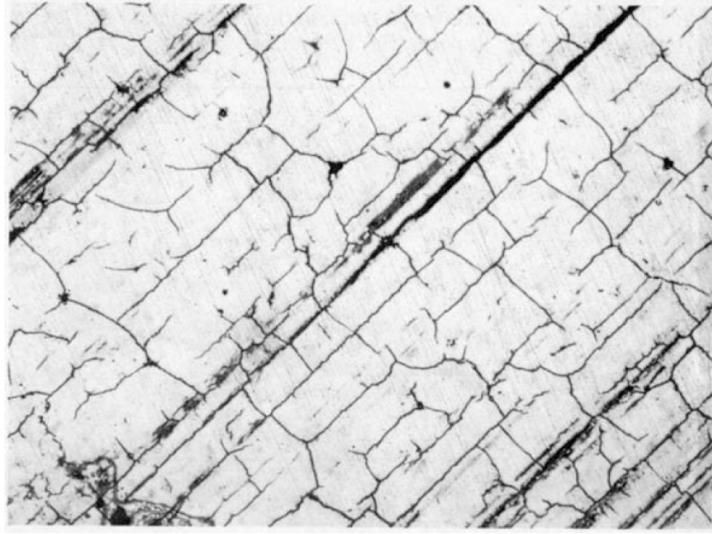


Figure 1-39 – Réseau de fissures de fatigue thermique sur une matrice nitrurée [48]

A court terme la pénétration thermique diminue la dureté du matériau et peut augmenter la sensibilité à la corrosion. A long terme la pénétration thermique peut avoir un effet de revenu et donc diminuer la dureté. Des oxydes de fer sont formés dus aux températures élevées du procédé. Suivant la température, les différents oxydes wuestite ( $FeO$ ), magnétite ( $Fe_3O_4$ ) et hématite ( $Fe_2O_3$ ) sont formés [19]. La dureté des trois types d'oxydes étant différente (voir Tableau 1-5), ils peuvent jouer des rôles contraires concernant l'usure. De ce fait, le taux d'usure varie selon la température et donc en partie selon le type d'oxyde formé. Le comportement ambigu de la calamine pouvant être à la fois abrasif et/ou lubrifiant pose toujours question.

Oxyde	$FeO$	$Fe_3O_4$	$Fe_2O_3$
	Wuestite	Magnétite	Hématite
Dureté (Hv)	270-300	420-500	1030
Rôle	A haute T° lubrifiant	Lubrifiant	Abrasif

Tableau 1-5 – Duretés des oxydes mesurées à l'ambiante [51]

L'échange thermique entre le lopin et l'outillage dépend entre autres de la différence de température entre la pièce et l'outil, du temps de contact et de la résistance thermique de contact ; ce dernier dépendant de la conductivité thermique des deux matériaux, de la surface réelle de contact et de la présence ou non

d'une couche de transfert sur l'outil ou d'une couche de calamine sur le lopin [52]. Les facteurs influençant la fatigue thermique, présentés en Tableau 1-6, sont d'une part liés aux propriétés des matériaux et aux d'autre part liés aux caractéristiques du procédé.

	<b>Facteurs</b>
<b>Matériau</b>	Une conductivité thermique et une capacité thermique faibles
	Un coefficient de dilatation thermique élevé
	Un module d'élasticité faible
<b>Procédé</b>	Durée de contact lopin/outil importante
	Echange thermique lopin/outil
	Lubrification
	Conditions de frottement à l'interface outil/lopin (coefficient de frottement, vitesse de glissement...)

**Tableau 1-6 – Facteurs influençant la fatigue thermique**

La fatigue thermique est une des modes d'endommagement prédominants des outillages de travail à chaud. Dans le cas des outillages en estampage les sollicitations thermiques sont élevées étant donné que la température superficielle peut atteindre de l'ordre de 600°C (dans le cas d'un outil en acier à outils prétraité non revêtu) [52]. En comparaison avec les outils en estampage, la température moyenne en surface des outillages de laminage transversal est d'environ 120°C selon [4], avec des températures d'environ 140°C dans les zones de pénétration et d'étirement.

D'après Wang et al. [4] les fissures dues à la fatigue thermique ne sont pas un mode d'endommagement prédominant pour les outillages de laminage transversal étant donné le temps de contact très faible et une déformation plastique incrémentale de la pièce sur toute la longueur de l'outillage. Néanmoins, le nombre de cycles est très élevé. La température aura une influence sur la dureté en surface.

Le flash thermique (élévation de la température pendant le temps de contact) est certainement très supérieur à la température moyenne comme en forgeage à chaud. Par contre aucune information n'a pu être trouvée dans la littérature.

### **1.5.1.2 Endommagement par déformation plastique**

Dans certaines zones de l'outillage, les sollicitations thermiques et mécaniques peuvent dépasser la limite d'élasticité du matériau menant à une déformation plastique. La plastification superficielle est associée à des fissures de fatigue thermique, à des évolutions métallurgiques des couches superficielles des outillages du fait de la température et du maintien en température mais aussi de fait de l'usure par abrasion. Dans l'exemple de la Figure 1-40, on peut observer une zone fortement déformée plastiquement dans le cas d'une matrice d'estampage.

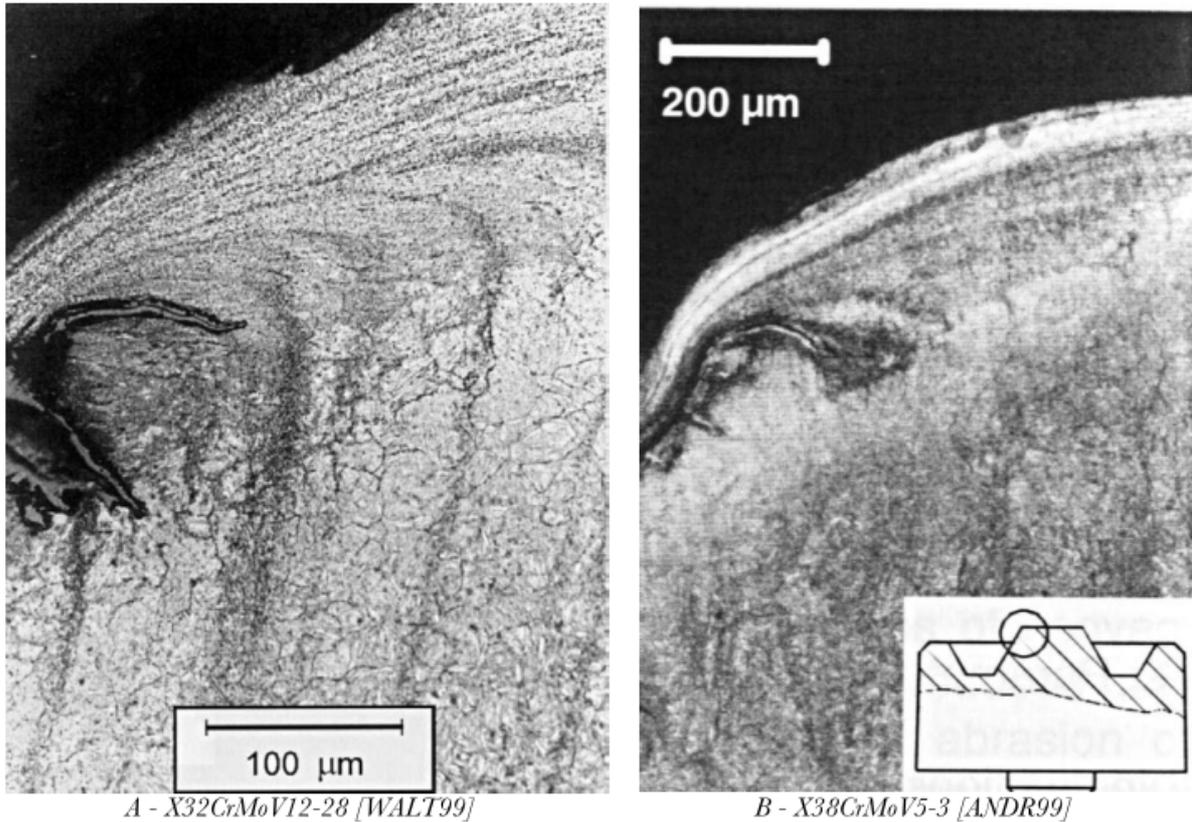


Figure 1-40 – Visualisation de fissures d’oxydes et d’une zone fortement déformée plastiquement. Microstructure du rayon convexe de matrice pour différents aciers à outils après 1000 cycles de forgeage. Conditions de forgeage (Température de l’outil 200°C, matériau du lopin C45, température de forgeage 1100-1250°C, contact lubrifié, durée du cycle 13s, dureté de l’outil 47HRC) [51]

### 1.5.1.3 Endommagement par usure

L’usure correspond à « la perte progressive de matière de la surface active d’un corps, par suite du mouvement relatif d’un autre corps sur cette surface » [53]. L’usure est dans le cas général une évolution géométrique de l’outil (perte de cote).

Six modes d’usure sont identifiés : adhésion, abrasion, fatigue, réactions tribochimiques, érosion et déformation. Ces phénomènes sont interdépendants.

#### 1.5.1.3.1 Usure par adhésion

A une échelle microscopique toutes les surfaces ont un degré de rugosité, le contact entre surfaces antagonistes se résume donc au contact des aspérités. C’est une multitude de micro-contacts qui supportent l’ensemble de la charge normale. Dans ces conditions, l’usure par adhésion est comprise par le transfert de débris entre les aspérités des surfaces antagonistes par un mécanisme mécanique ou physico-chimique [23] (voir Figure 1-41).

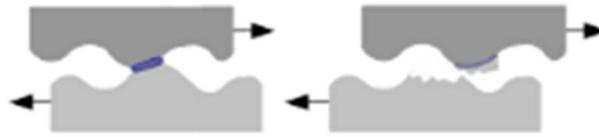


Figure 1-41 – Usure par adhésion [54]

### 1.5.1.3.2 Usure par abrasion

Ce mode d'usure se produit quand un matériau plus dur frotte sur un matériau plus tendre. L'une des surfaces doit être au minimum 1,3 fois plus dure que l'autre. Quand les aspérités dures frottent la surface antagoniste plus tendre, des particules de cette dernière sont enlevées ou déplacées (Figure 1-42). L'abrasion combine déformation et coupe. Elle creuse d'abord des sillons puis, si les capacités de déformation sont dépassées, elle enlève des micro-peaux. Les modes d'usure par abrasion sont (1) à deux corps : la pièce la plus dure abrase la plus tendre, (2) à trois corps : des éléments plus durs que les pièces en présence s'incrudent dans la pièce moins dure [51].

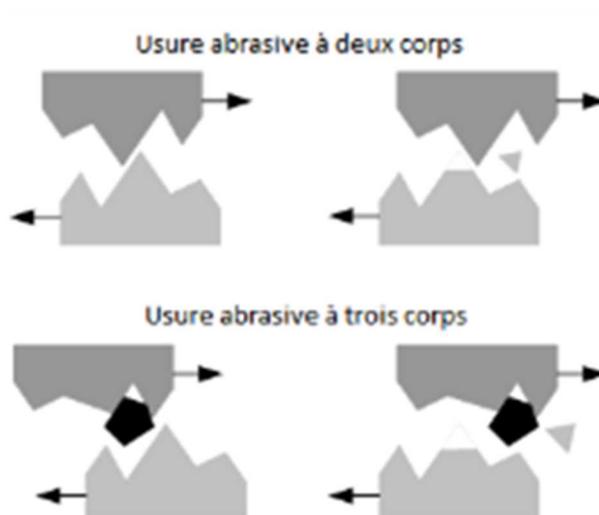


Figure 1-42 – Usure par abrasion [54]

L'usure par abrasion dépend d'une part de la dureté des outils et d'autre part des paramètres liés à l'opération de forgeage tels que la température superficielle de l'outil, la pression normale, la longueur de glissement et la nature de l'interface. Un exemple d'usure par abrasion est présenté en Figure 1-43 dans le cas d'une matrice de forge. En pratique il est difficile de découpler l'usure abrasive de la fatigue thermique, ce qui rend difficile le diagnostic et la recherche des solutions [48].

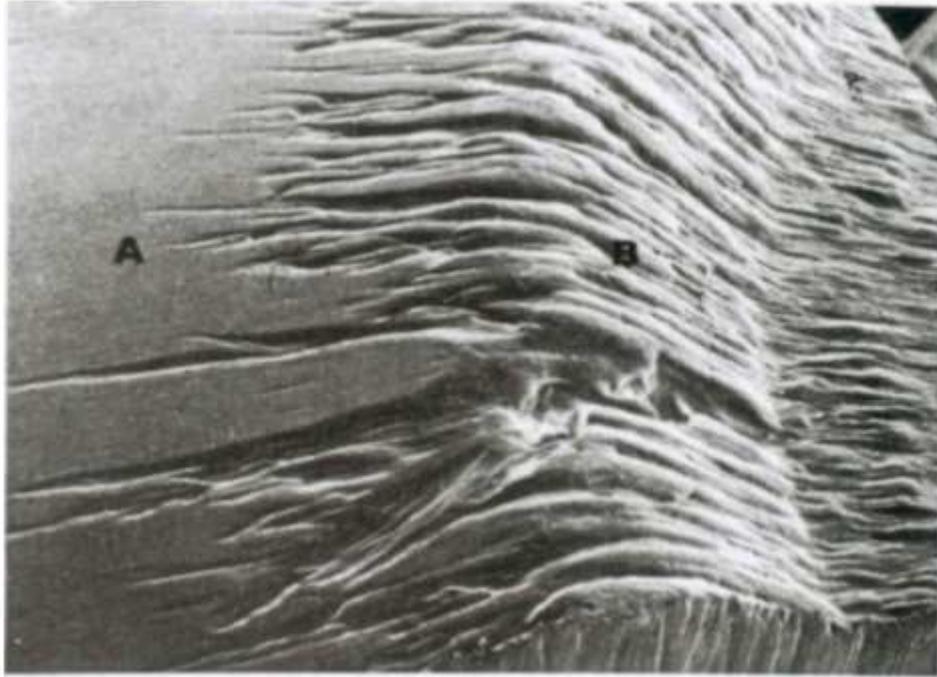


Figure 1-43 – Usure par abrasion dans le rayon de raccordement de la surface d'une matrice de forge [48]

La loi d'Archard [55], publiée en 1953, est une des lois basées sur la mécanique de contact des plus importantes. Il s'agit d'une expression du calcul de l'intensité d'usure dans laquelle le volume usé est proportionnel à la pression de contact, la distance de glissement et un coefficient d'usure : voir l'équation (12), où  $W$  est le volume perdu exprimé en  $m^3$ ,  $K$  est une constante mesurée expérimentalement,  $d$  la distance ( $m$ ) parcourue pendant le glissement,  $P$  est la charge appliquée ( $N$ ) et  $H$  est la dureté du matériau ( $N/m^3$ ). Une grande partie des modèles d'usure existants se basent en général sur ce modèle d'Archard. De même, une grande partie de la littérature scientifique concernant l'usure des outillages de laminage transversal se base sur ce modèle, par exemple [4], [11] et [56].

$$W = \frac{KdP}{H} \quad (12)$$

Les modes d'endommagement prédominants des outillages de laminage transversal sont l'usure abrasive et l'usure par fatigue [4]. Les coins de mise en forme perdent la matière progressivement pendant le cycle de vie de l'outil. Cette perte de matière implique un changement des paramètres géométriques de l'outil menant à l'apparition de défauts des pièces laminées et favorisant la propagation de l'usure de l'outil.

Dans le cas du laminage transversal les pressions de contact varient étant donnée la déformation incrémentale et très localisée du lopin. De manière générale, certains points du lopin dans les zones de contact ont la même vitesse tangentielle que l'outil comme illustré en Figure 1-44, mais étant donné la constante évolution de la géométrie du coin et donc la variation des zones de contact, d'autres points

peuvent avoir de vitesses différentes et du glissement relatif entre le lopin et les outillages peut se produire [56]. L'apparition de l'usure étant favorisée dans les zones de contact où les pressions de contact sont élevées et le glissement se produit.

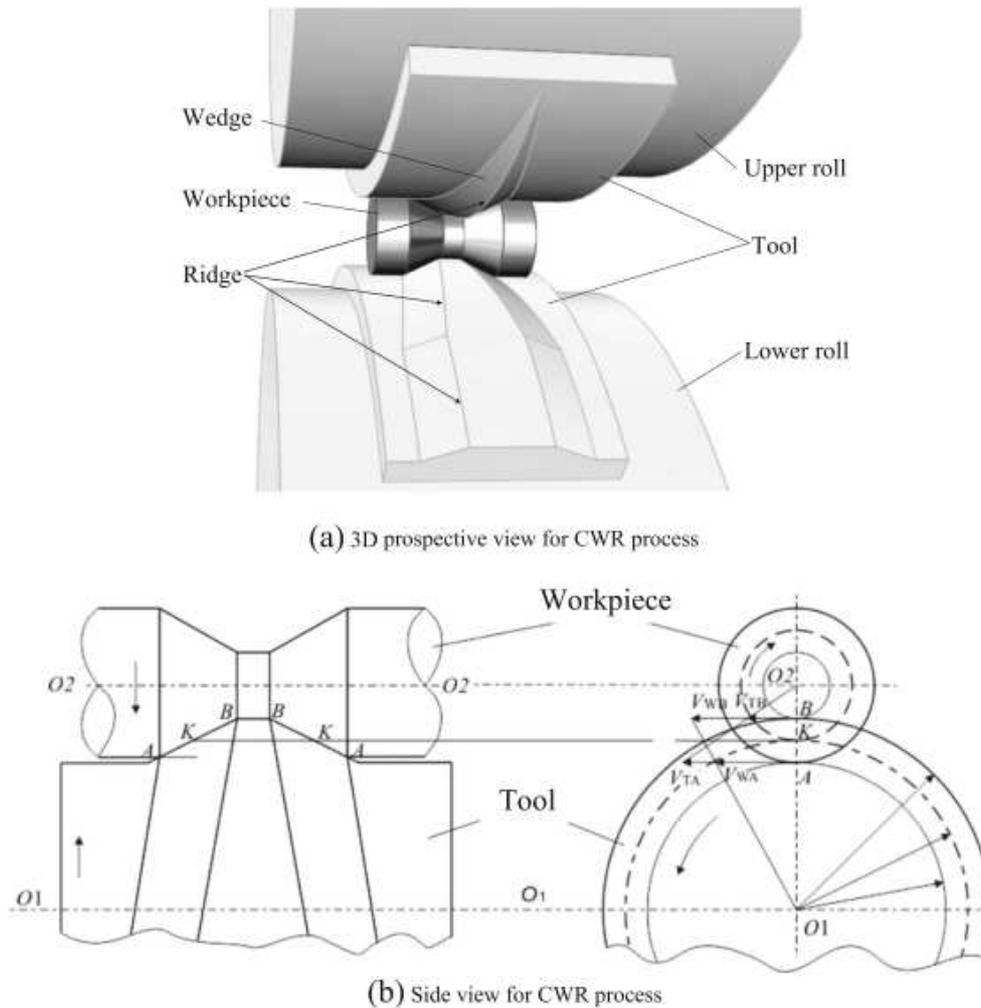


Figure 1-44 – (a) configuration à deux rouleaux du laminage transversal et (b) relation vitesse tangentielle de l'outillage et vitesse de laminage [56]

Zhou et al. [11] ont étudié l'influence des paramètres géométriques de l'outillage sur l'usure des outillages. La configuration de l'outillage est présentée en Figure 1-45, ils ont étudié les variations de la profondeur de l'usure à différents points de l'outillage.

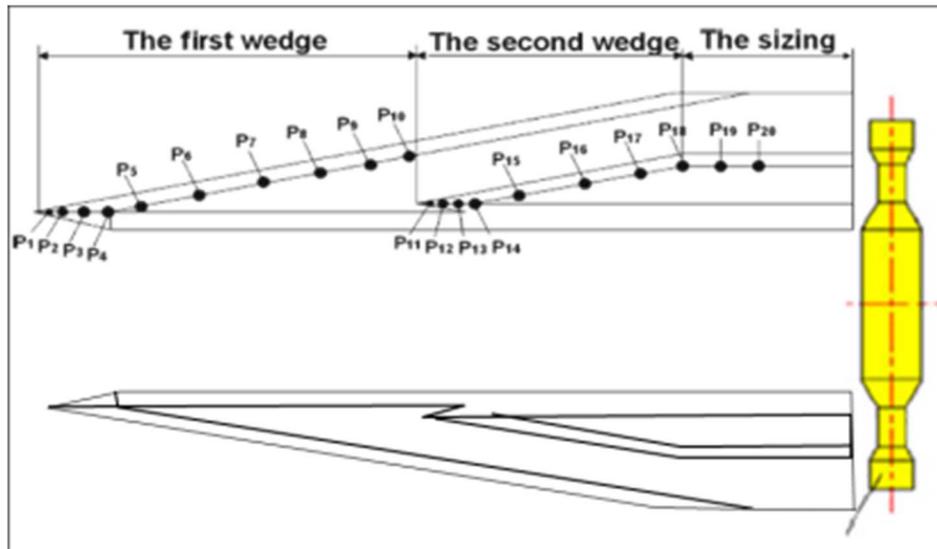


Figure 1-45 – Configuration du cas d'étude et points de mesure sur l'outillage [11]

Les paramètres d'étude sont l'angle de formage  $\alpha$ , l'angle d'étirement  $\beta$  et le taux de réduction  $E$ . Une première conclusion mise en évidence est que dans tous les cas d'étude, les points les plus affectés sont P3 et P13 des coins un et deux respectivement (voir Figure 1-46). Ces points sont situés au passage des zones de pénétration vers celle d'étirement, où la rotation du lopin est instable et l'effort de formage est élevé, en accord avec les résultats de [4].

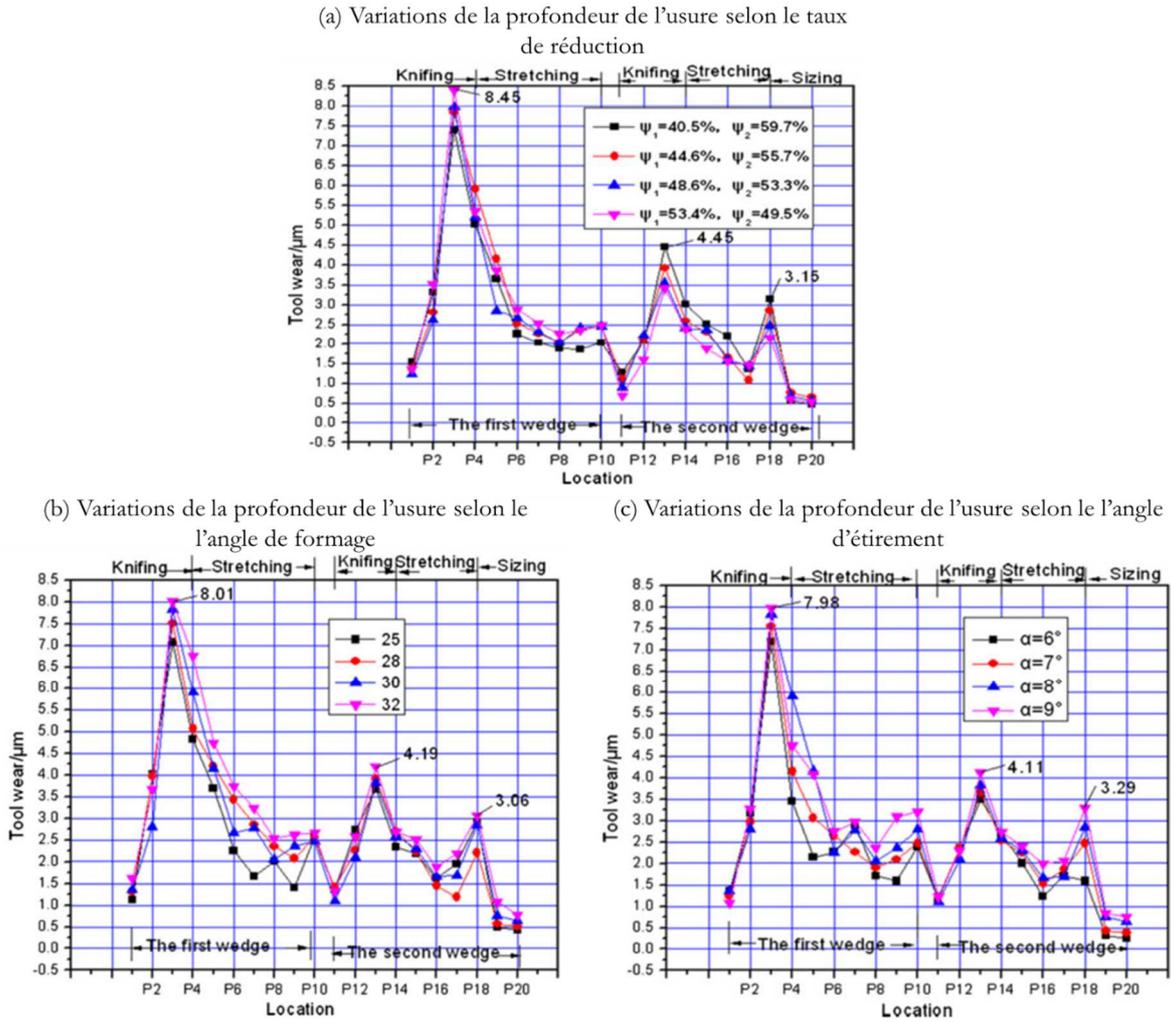


Figure 1-46 – Variations de la profondeur de l'usure selon (a) le taux de réduction, (b) l'angle de formage et (c) l'angle d'étirement [11]

- Concernant l'impact du taux de réduction, la Figure 1-46a met en évidence que l'usure augmente avec le taux de réduction. Un taux de réduction fort implique qu'une quantité de matière plus importante doit être repoussée vers les extrémités de la pièce, donc la déformation axiale est plus importante ainsi que la longueur de la pièce. Les zones de contact pièce/outil subissent des contraintes axiales et radiales plus élevées menant à une usure d'outillage plus importante.
- La Figure 1-46b montre que l'usure de l'outillage augmente avec un angle de formage  $\alpha$  plus important. La zone de contact pièce/outil diminue quand l'angle de formage augmente. Quand la zone de contact diminue, le frottement de roulement diminue et le lopin peut glisser au lieu de tourner [24], augmentant le frottement de glissement. Ce dernier provoque une usure plus importante confirmant les résultats de [4].
- Le dernier paramètre analysé est l'angle d'étirement  $\beta$ . D'après la Figure 1-46c on peut constater que l'usure augmente avec un angle  $\beta$  plus important. Deux raisons peuvent expliquer ce comportement : d'une part quand l'angle d'étirement augmente, le taux de déformation du lopin

augmente ainsi que l'effort axial ; d'autre part, avec un angle d'étirement plus élevé, le risque de glissement est plus important [57], augmentant le frottement de glissement.

Les auteurs ont également analysé l'évolution des angles de formage et d'étirement avec l'usure des outillages. Le schéma de la Figure 1-47 illustre l'évolution des paramètres après usure. L'angle de formage  $\alpha$  diminue au début de la zone d'étirement, tandis que l'angle d'étirement  $\beta$  augmente dans la zone d'étirement du coin. Une autre conséquence de l'usure est que la hauteur du coin diminue à la transition entre les zones de pénétration et d'étirement.

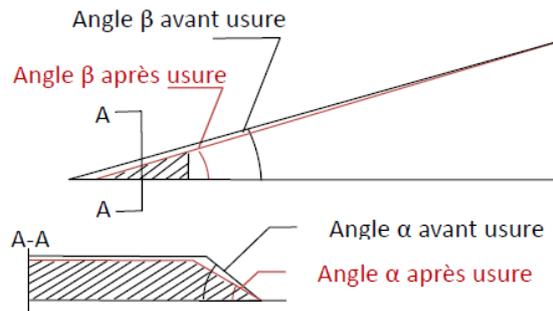


Figure 1-47 – Evolution des angles de formage et d'étirement après usure

Huang et al. [56] ont étudié l'impact de la température initiale du lopin sur l'usure des outillages. Ils ont constaté deux effets contraires (voir Figure 1-48). D'une part, une température élevée favorise l'écoulement de la matière diminuant les contraintes de contact de roulement à l'interface pièce/outil et donc ralentissant l'apparition de l'usure. En revanche, une température trop élevée peut augmenter la température de l'outillage par des échanges thermiques plus importants, diminuant la dureté en surface de l'outil favorisant aussi l'apparition de l'usure.

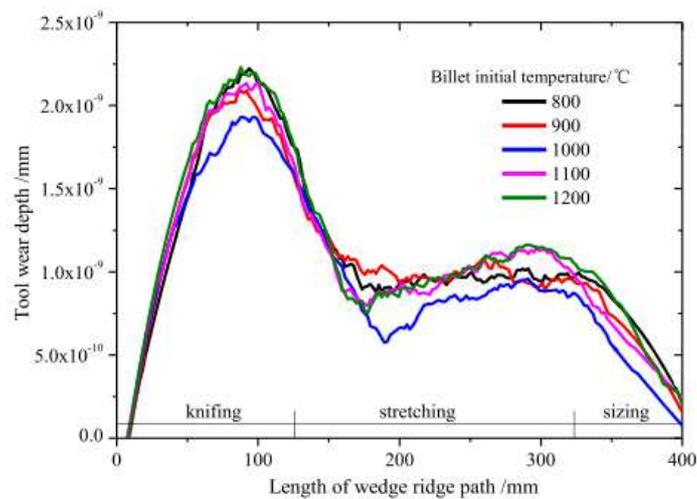


Figure 1-48 – Profondeur de l'usure (mesurée en simulation) en fonction de la température initiale du lopin [56]

Les auteurs ont mis en évidence que l'usure maximale se trouve vers la fin de la zone de pénétration, avant d'arriver à la zone d'étirement, quand le lopin a réalisé un demi-tour (voir Figure 1-49). La forme du lopin pré-déformé rencontre le coin opposé augmentant la température et la pression de contact.

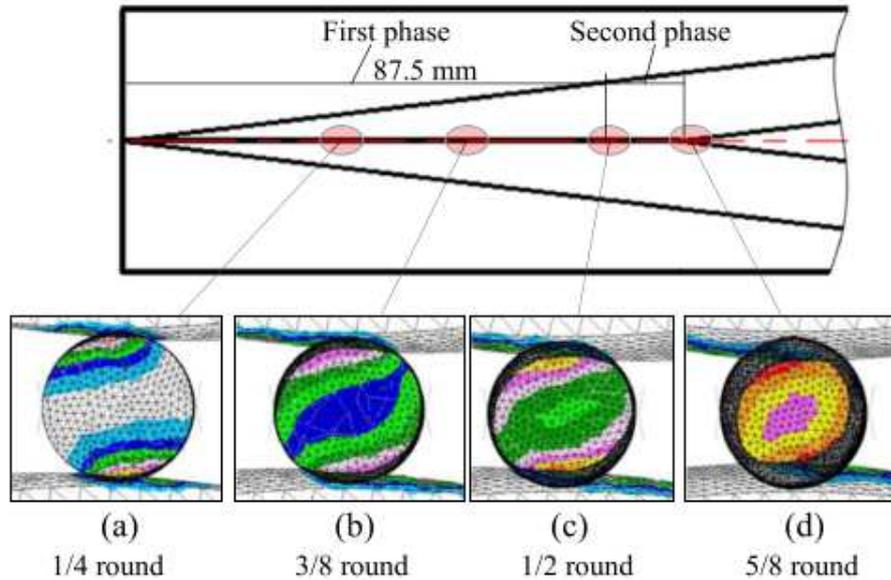


Figure 1-49 – Déformation incrémentale du lopin dans la zone de pénétration [56]

Enfin, les auteurs Wang et al. [4] ont étudié l'influence de la température initiale des outillages sur l'usure des outillages dans le cas d'une pièce de réduction simple. A l'aide de la simulation numérique avec le logiciel Deform® et en utilisant le modèle d'usure d'Archad, les auteurs ont mesuré la profondeur de l'usure en différents points du coin de mise en forme (voir Figure 1-50a). Ils ont constaté que la température initiale des outillages a une influence sur la dureté en surface. Cette dernière peut diminuer avec une température élevée favorisant le développement de l'usure.

Les auteurs ont simulé deux cas d'études : deux modèles identiques à l'exception de la température des outillages. Dans un premier cas la température initiale des outillages est de 120°C et dans un deuxième temps la température est de 20°C.

Dans les deux cas, les zones d'usure sont les mêmes. Ils ont constaté que la profondeur d'usure la plus importante est située aux points P4 et P15 (P4 le maximum, voir Figure 1-50b et Figure 1-50c). Ces points sont situés à l'interface entre les zones de fonctionnement du coin : pénétration/étirement et étirement/calibrage. Lors de ces points de passage, la forme du coin de mise en forme change. A ce moment, le mouvement du lopin n'est pas stable et sa rotation n'est pas uniforme. Le frottement de glissement provoque une usure plus importante que le frottement par roulement. Les analyses numériques montrent également que l'effort maximal se situe au point P4 (voir Figure 1-50d). D'après les résultats en simulation et expérimentaux, la profondeur de l'usure peut être réduite en refroidissant les outillages.

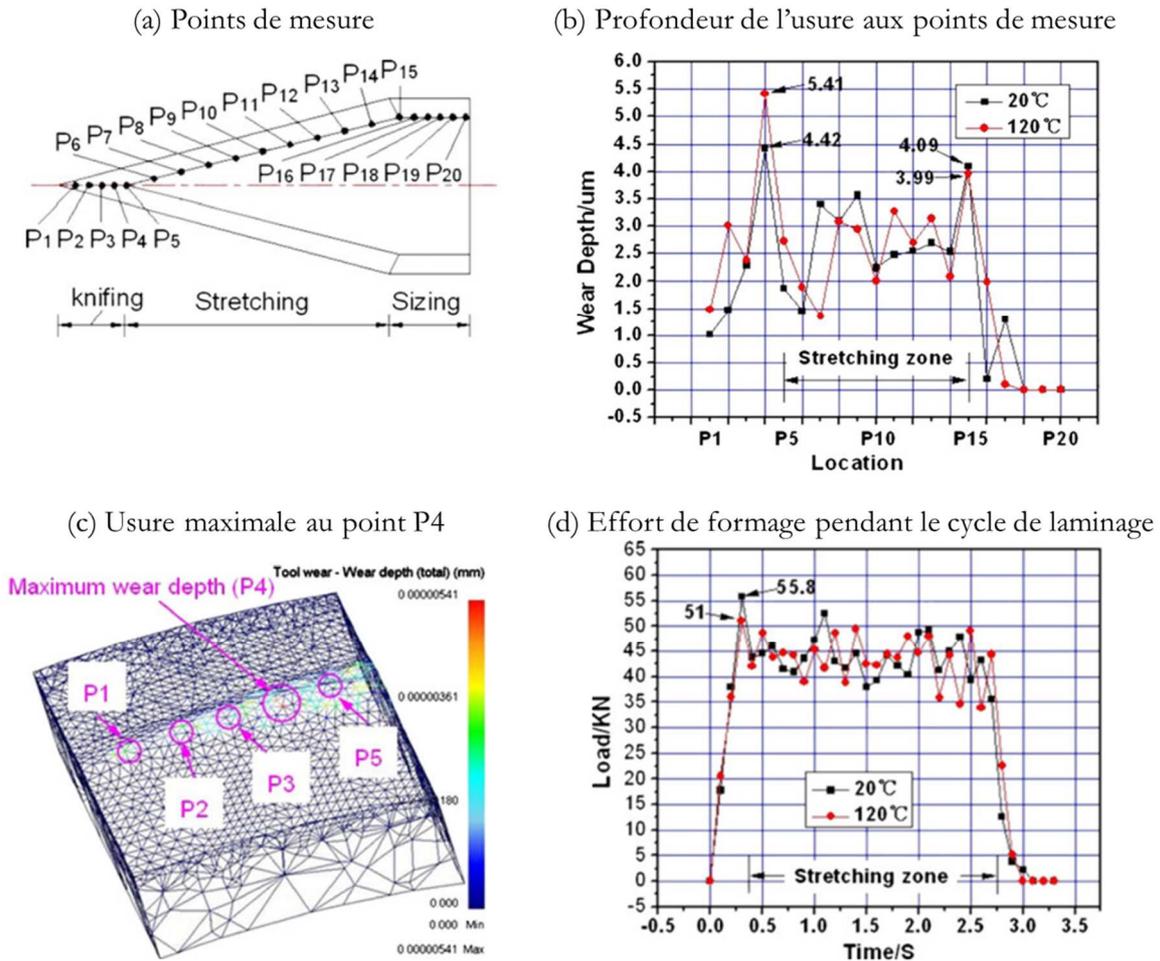


Figure 1-50 – (a) Points de mesure de la profondeur de l'usure, (b) Profondeur de l'usure et (c) Usure maximale au point P4 [4]

### 1.5.1.3.3 Usure par fatigue

L'endommagement par fatigue résulte d'efforts répétés. Il est lié à la capacité des matériaux à absorber les énergies de déformation et les contraintes générées par frottement. L'usure par fatigue apparaît quand la charge appliquée est plus élevée que la résistance à la fatigue du matériau. La résistance à la fatigue se caractérise par un nombre de cycle avant rupture pour un niveau de contrainte donné. Les fissures commencent à la surface du matériau et se propagent sous la surface. Ces fissures peuvent se connecter les unes aux autres entraînant la séparation de particules du matériau [51] (voir Figure 1-51).

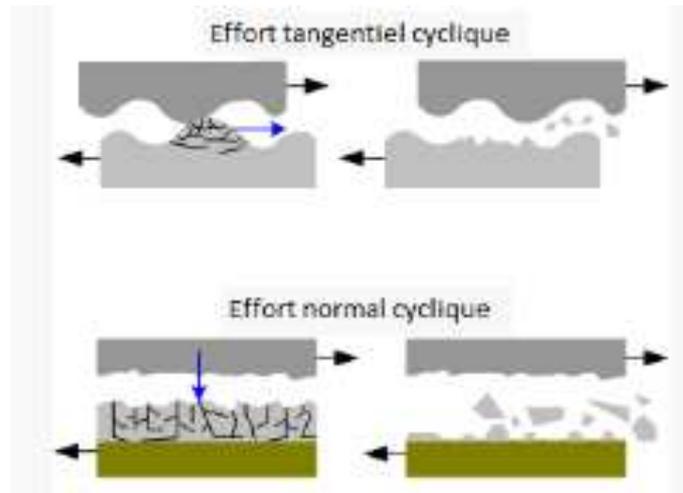


Figure 1-51 – Usure par fatigue [54]

Dans le cas du laminage transversal le temps de contact et les distances de glissement sont courts. Contrairement au cordon de bavure d'une matrice de finition en estampage, la matière est libre de s'écouler dans sa direction longitudinale et les pressions de contact sont faibles.

En comparaison avec les procédés classiques de forgeage comme l'estampage, le laminage transversal est un procédé avec des temps de cycle très faibles, mais pour un outillage le nombre total de cycles est très élevé (d'environ 300 000). Le lopin est déformé progressivement au fur et à mesure qu'il avance sur la géométrie du coin. Quand l'usure apparaît dans la zone de pénétration et de début de l'étirement, les défauts de la pièce laminée sont corrigés dans la phase de calibrage, et par conséquent on n'observe pas de défauts sur la bielle forgée. L'usure n'est visible sur les pièces qu'à partir du moment où elle s'est propagée sur toute la longueur du coin.

#### 1.5.1.3.4 Usures tribochimiques

Le milieu ambiant intervient sur le comportement tribologique du système. L'interaction des surfaces avec l'environnement est à l'origine de la création ou de la destruction des couches superficielles menant à la modification du comportement du contact [58]. Lors du forgeage à chaud, les surfaces des outillages sont soumises à une forte activité chimique du fait de la température élevée, de la pression de contact, de la déformation plastique et de l'oxygène de l'environnement. Ces conditions mènent fréquemment à la création d'une pellicule constituée d'oxydes issus du métal forgé et de résidus éventuels de lubrification.

L'usure par réactions tribochimiques résulte donc de réactions chimiques entre les surfaces avec le milieu environnant et avec les débris. Deux catégories sont identifiées (*EEC erosion-enhanced corrosion*) lorsque la zone endommagée est limitée à la couche d'oxyde et (*CAE corrosion-affected erosion*) lorsque la zone endommagée dépasse la couche d'oxyde et atteint le matériau. Barrau lors de ses travaux scientifiques [25] a étudié le comportement tribologique des différents oxydes de fer (a) Wuestite  $FeO$ , (b) Magnétite  $Fe_3O_4$  (c) Hématite  $Fe_2O_3$ .

De manière générale, l'endommagement des outillages est un inconvénient majeur des procédés de fabrication. Dans le cas du travail à chaud, les outillages sont soumis à des sollicitations thermiques, mécaniques et tribologiques très sévères. Ces phénomènes étant très souvent couplés ainsi que les modes d'endommagement résultants [51]. Bien qu'il ne soit pas possible d'éviter complètement l'endommagement des outillages, il existe des techniques industrielles pour améliorer les propriétés mécaniques des outillages, permettant de ralentir et diminuer l'endommagement pour augmenter sa durée de vie.

Pour synthétiser, le laminage transversal est un procédé de mise en forme incrémentale avec des temps de contact et des distances de glissement courts mais à grand nombre de cycles. D'après la littérature [4], [11] et [56] les modes d'endommagement prédominants des outillages de laminage transversal sont l'usure abrasive et l'usure par fatigue. Ces modes étant influencés par la température et par les angles de formage au travers des pressions de contact et des vitesses de glissement qu'ils génèrent. L'usure commence dans les zones de passage de la pénétration vers l'étirement et au fur et à mesure du cycle de vie elle se propage jusqu'à la zone de calibrage. Quand l'usure est propagée sur toute la longueur du coin, elle provoque des défauts sur la bielle forgée. La perte de matière du coin affecte également les paramètres géométriques du coin et les conditions de frottement lopin/outil affectant la stabilité du procédé.

### 1.5.2 Méthodes de prévention de l'endommagement des outillages à chaud

L'étude du comportement des outillages et celle de la durée de vie est très importante d'un point de vue de la productivité et de l'efficacité. Deux axes majeurs sont identifiés en industrie pour améliorer le cycle de vie des outillages : la limitation de l'usure et l'anticipation de l'usure.

#### 1.5.2.1 Limitation de l'usure

Il s'agit de l'application de techniques industrielles pour repousser l'apparition de l'usure et de ralentir sa propagation. Ces techniques peuvent être :

- Nuance de matériau pour outillage : choisir le matériau d'outillage compte tenu des propriétés physiques et mécaniques exigées suivant le procédé

Parmi les principaux matériaux des outils, on trouve les aciers à outils. Il s'agit d'alliages d'acier utilisés en procédés de fabrication [59]. Les principales propriétés mécaniques des aciers à outils sont : (a) la résistance en température, (b) résistance à l'abrasion, (c) résistance au choc, (d) usinabilité.

Le matériau à outils pour procédés de fabrication à chaud contient normalement du chrome, du tungstène, du vanadium et du molybdène [59]. Ces éléments d'addition provoquent un durcissement profond et une résistance élevée à l'abrasion et à l'adoucissement à hautes températures. Les éléments d'alliage confèrent une grande trempabilité d'où la possibilité de tremper dans la masse.

- Traitements thermiques : appliquer des traitements thermiques afin de modifier et contrôler les propriétés du matériau en modifiant sa structure

Les aciers à outils sont soumis à des traitements thermiques de trempe et de revenu. La trempe permet d'obtenir une dureté maximale en provoquant la formation de martensite. Le revenu permet de diminuer les contraintes résiduelles de trempe en transformant la martensite en ferrite et carbures et l'austénite résiduelle en martensite, en bainite et en carbures [60]. L'appauvrissement en carbone de la martensite provoque une diminution de sa dureté qui peut être partiellement compensée par la formation des carbures (notamment les carbure de vanadium). Plusieurs revenus peuvent être réalisés afin de traiter la martensite issue de la transformation de l'austénite résiduelle au revenu précédent.

- Traitements de surface : augmenter et améliorer les propriétés fonctionnelles des outillages par l'application des traitements de surface.

La résistance à la corrosion et à l'oxydation, la résistance au frottement et à l'usure et la tenue à la fatigue sont les principaux avantages de l'application de ces techniques. Les différents types de traitement de surface sont présentés sur la Figure 1-52.

#### Traitements de surface

Rayures = S (substrat)  
Points = A (apport)

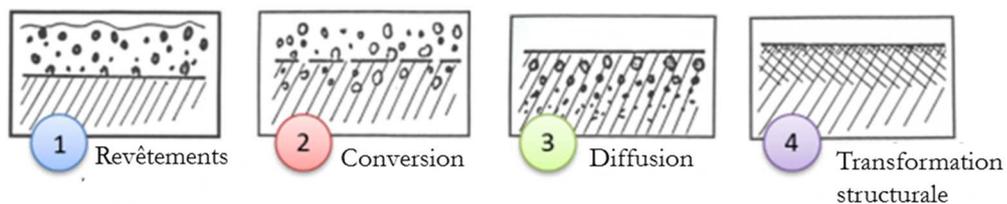


Figure 1-52 – Différentes types de traitement de surface [61]

- Les revêtements : le matériau d'apport A ne réagit pas avec le substrat S et n'y diffuse pas ou que très peu.
- Les traitements de conversion : le matériau d'apport A réagit superficiellement avec le substrat S.
- Les traitements de diffusion ou thermochimiques : le matériau d'apport A se diffuse dans le substrat S et réagit ou non avec lui.
- Les traitements de transformation structurale : il n'y a pas de matériau d'apport, la structure métallurgique superficielle du substrat S est modifiée.

La nitruration est des traitements superficiels la plus utilisée en forgeage compte tenu des coûts, dureté en surface atteinte et sa résistance à la pénétration thermique [59].

Dans le cas industriel de cette étude, les outillages de laminage transversal sont en acier H11 (X38CrMoV5). Ils sont trempés et revenus plusieurs fois. Enfin, ils sont soumis à un traitement superficiel de nitruration. Toutes les informations sur l'acier H11 et les caractéristiques tribologiques de la nitruration sont présentés dans le chapitre 4.

### **1.5.2.2 Anticipation de l'usure**

Il s'agit d'anticiper l'usure dès la conception des outillages. Cela veut dire que les paramètres géométriques de l'outillage seront choisis en fonction de leur évolution causée par l'usure dans le but de rester dans un domaine stable le plus longtemps possible.

Dans la littérature on trouve des règles de conception des outillages de laminage transversal pour le choix optimal des paramètres. Toutefois, ces règles ne tiennent pas compte des phénomènes se produisant à long terme. L'usure modifie la forme de l'outillage et son état de surface. Elle doit donc être caractérisée pour pouvoir imaginer les solutions à apporter et introduire éventuellement de nouvelles règles de conception.

### **1.5.3 Conclusions**

La compréhension des modes d'endommagements des outillages de laminage transversal est un sujet encore en développement, les travaux de la littérature étant limités. Les spécificités du procédé étant une des difficultés majeures : déformation très localisée et incrémentale avec un temps de contact et des longueurs de glissement courts. Les modes de sollicitations des outillages ne correspondent pas aux sollicitations « classiques » des outillages de travail à chaud comme les matrices d'estampage

Le chapitre 4 aborde toutes les informations concernant le cycle de vie des outillages du cas d'étude. Toutefois, ce paragraphe synthétise les difficultés pour caractériser les modes d'endommagement et formaliser le cycle de vie des outillages. Dans les conditions industrielles, la durée de vie de l'outillage n'est pas entièrement maîtrisée. Dans un premier temps, il n'y a pas de critères définis pour arrêter les outillages et dans un deuxième temps, les interventions correctives réalisées pendant la durée de vie ne sont pas clairement déterminées.

Les besoins de productivité limitent les actions à mener pour caractériser l'évolution de l'usure. C'est pourquoi on doit s'appuyer fortement sur la simulation numérique afin d'obtenir les sollicitations de surface pour d'une part étayer et confirmer les observations et d'autre part, quantifier les paramètres associés à la sollicitation.

Une approche couplée entre l'expérimentation et la simulation a été suivie dans le but d'identifier et caractériser l'usure des outillages. Les caractérisations expérimentales étant limitées, comme expliqué précédemment, dû au caractère productif du procédé. Les objectifs des actions étant de :

- Identifier et caractériser l'usure des outillages
- Evaluer l'impact de l'usure des outillages sur la pièce laminée et ensuite sur le processus de forgeage
- Suivre l'évolution progressive de l'usure des outillages à travers de la mesure des pièces laminées tout au long du cycle de vie.

## 1.6 Conclusions générales

Le laminage transversal est un procédé de mise en forme utilisé dans le processus de fabrication des bielles. Son rôle est de fabriquer la préforme avant l'estampage, cette étape étant très importante pour une meilleure répartition de la matière permettant d'optimiser la mise au mille.

Le principe du procédé consiste à déformer plastiquement un lopin cylindrique. Le lopin est mis en position entre deux outillages identiques (supérieur et inférieur) comportant des coins de mise en forme. Les coins pénètrent progressivement dans la matière formant des sections de réduction de diamètre. De manière globale, un coin possède des angles d'étirement et de formage lesquels déterminent la zone de contact entre l'outillage et le lopin, et le taux de déformation subit par le lopin. Les longueurs des zones de fonctionnement du coin (la zone de pénétration, la zone d'étirement et la zone de calibrage) sont déterminées par des relations géométriques entre les angles de formage et d'étirement, et les dimensions géométriques de la pièce laminée. La stabilité de ce procédé incrémental dépend fortement des conditions de frottement et des paramètres géométriques des outillages, notamment les angles.

Des règles de conception sont disponibles dans la littérature pour choisir les paramètres géométriques de l'outillage de telle sorte à éviter les défauts types (striction, cavités internes, glissement...). Une méthodologie d'aide à la conception (COLT) a été développée au laboratoire. Celle-ci est basée sur une synthèse de règles de conception. Toutefois, les règles s'appuient sur des représentations simples de laminage, elles ne sont pas toujours cohérentes entre elles et leur robustesse n'est pas abordée dans la littérature.

Enfin, les niveaux d'usure, ou tout du moins les niveaux des sollicitations, sont différents de ceux qui sont couramment rencontrés en estampage. Ceci est dû à l'aspect incrémental du procédé et les temps de contact courts. L'usure de l'outillage de laminage serait de nature abrasive, celle-ci tend à modifier les paramètres géométriques de l'outillage ce qui peut provoquer l'apparition des défauts.

La simulation apparaît nécessaire pour réduire les temps de développement des outillages et pour comprendre et quantifier les niveaux des sollicitations. Toutefois sa prédictivité et sa robustesse restent à être établies, notamment dans le cas industriel de la préforme de bielle. Cette partie fera l'objet du prochain chapitre. La simulation permettra ensuite de valider les géométries d'outillages obtenues par la méthodologie COLT (chapitre 3). Enfin l'étude de l'usure de l'outillage et de son impact sur le processus de fabrication de la bielle sera abordée dans le chapitre 4.

## 1.7 Bibliographie

- [1] S. Urankar, M. Lovell, C. Morrow, Q. Li, and K. Kawada, “Establishment of failure conditions for the cross-wedge rolling of hollow shafts,” *J. Mater. Process. Technol.*, vol. 177, no. 1–3, pp. 545–549, 2006.
- [2] Q. Li, M. R. Lovell, W. Slaughter, and K. Tagavi, “Investigation of the morphology of internal defects in cross wedge rolling,” *J. Mater. Process. Tech.*, vol. 126, pp. 248–257, 2002.
- [3] X. P. Fu and T. A. Dean, “Past developments, current applications and trends in the cross wedge rolling process,” *Int. J. Mach. Tools Manuf.*, vol. 33, no. 3, pp. 367–400, 1993.
- [4] M. Wang, D. Xiang, C. Xiao, J. Zhou, and Z. Jia, “Influence of cooling condition of tools on central deformation of workpiece and tool wear in cross wedge rolling,” *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, vol. 59, no. 5–8, pp. 473–482, 2012.
- [5] Z. Pater, J. Tomczak, and T. Bulzak, “Analysis of a cross wedge rolling process for producing drive shafts,” *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, 2016.
- [6] Y. Huo, J. Lin, Q. Bai, B. Wang, X. Tang, and H. Ji, “Prediction of microstructure and ductile damage of a high-speed railway axle steel during cross wedge rolling,” *J. Mater. Process. Technol.*, vol. 239, pp. 359–369, 2017.
- [7] H. Ji, J. Liu, B. Wang, Z. Zhang, T. Zhang, and Z. Hu, “Numerical analysis and experiment on cross wedge rolling and forging for engine valves,” *J. Mater. Process. Technol.*, vol. 221, no. 30, pp. 233–242, 2015.
- [8] Z. Pater, “Multi-Wedge Cross Rolling of Balls,” *J. Iron Steel Res. Int.*, vol. 20, no. 10, pp. 46–50, 2013.
- [9] Beltechnologia, “Products produced by Cross Wedge Rolling,” 2012. .
- [10] Q. Li and M. Lovell, “Cross wedge rolling failure mechanisms and industrial application,” *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, vol. 37, no. 3–4, pp. 265–278, 2008.
- [11] J. Zhou, C. Xiao, Y. Yu, and Z. Jia, “Influence of tool parameters on tool wear in two-roll cross-wedge rolling,” *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, vol. 65, no. 5–8, pp. 745–753, 2013.
- [12] P. Mangin, L. Langlois, and R. Bigot, “Contact Pressure Measurement System in Cross Wedge Rolling,” *Adv. Mater. Process. Technol.*, vol. 1315, pp. 545–550, 2010.
- [13] M. WANG, X. LI, and F. DU, “Analysis of Metal Forming in Two-Roll Cross Wedge Rolling Process Using Finite Element Method,” *J. Iron Steel Res. Int.*, vol. 16, no. 1, pp. 38–43, 2009.

- [14] Z. Pater, “Finite element analysis of cross wedge rolling,” *J. Mater. Process. Technol.*, vol. 173, no. 2, pp. 201–208, 2006.
- [15] Z. Pater, “A study of cross wedge rolling process,” *J. Mater. Process. Technol.*, vol. 81, pp. 370–375, 1998.
- [16] M. Hayama, “Estimation of load and contact width in rotational compression of rods,” *Japan Soc. Technol. Plast.*, vol. 15, no. 157, pp. 141–146, 1974.
- [17] Y. F. Qiang and P. B. Song, “Analysis on temperature distribution in cross wedge rolling process with finite element method,” *J. Mater. Process. Tech.*, vol. 188, pp. 392–396, 2007.
- [18] G. Liu, Z. Zhong, and Z. Shen, “Influence of reduction distribution on internal defects during crosswedge-rolling process,” *Procedia Eng.*, vol. 81, no. October, pp. 263–267, 2014.
- [19] B. Wang, “A simulation of roll wear in hot rolling processes,” University of Wollongong, 1996.
- [20] W. Weroński and Z. Pater, “Selection of geometric parameters of transverse wedge rolling tools,” *J. Mater. Process. Technol.*, vol. 34, pp. 273–280, 1992.
- [21] A. Bozgeyik, “Computer aided evaluation of cross wedge rolling parameters,” University of Gaziantep, 2006.
- [22] J. Zhou, Y. Yu, and Q. Zeng, “Analysis and experimental studies of internal voids in multi-wedge cross wedge rolling stepped shaft,” *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, vol. 72, no. 9–12, pp. 1559–1566, 2014.
- [23] S. Chiluveru, “Computational modeling of crack initiation in cross-roll piercing,” Massachusetts Institute of Technology, 2007.
- [24] Q. Li and M. Lovell, “The establishment of a failure criterion in cross wedge rolling,” *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, vol. 24, no. 3–4, pp. 180–189, 2004.
- [25] P. Mangin, “Identification des paramètres clés du laminage transversal : vers la formalisation des connaissances scientifiques et technologiques,” École Nationale Supérieure d’Arts et Métiers, 2012.
- [26] M. Hayama, “Optimum working conditions in the cross wedge rolling of stepped shaft,” *J. Mech. Work. Technol.*, vol. 3, pp. 31–46, 1979.
- [27] Z. Pater, W. Weroński, J. Kazanecki, and A. Gontarz, “Study of the process stability of cross wedge rolling,” *J. Mater. Process. Technol.*, vol. 92–93, pp. 458–462, 1999.

- [28] Z. Pater, “Tools optimisation in cross wedge rolling,” *J. Mater. Process. Technol.*, vol. 139, no. 1–3 SPEC, pp. 153–159, 2003.
- [29] M. L. N. Silva, G. H. Pires, and S. T. Button, “Damage evolution during cross wedge rolling of steel DIN 38MnSiVS5,” *Procedia Eng.*, vol. 10, pp. 752–757, 2011.
- [30] Z. Pater, A. Tofil, J. Tomczak, and T. Bulzak, “Numerical Analysis of the Cross Wedge Rolling Process ( Cwr ) for a Stepped Shaft,” *Metallurgija*, vol. 54, no. 1, pp. 177–180, 2015.
- [31] Claasen; Lorenz;, “Querwalzen - Möglichkeiten und Kriterien,” *Sächsische Fachtagung Umformtechnik*, 1995.
- [32] A. Tanaka and T. Danno, “Hot forming of stepped steel shafts by wedge rolling with three rolls,” *J. Mech. Work. Technol.*, vol. 9, pp. 21–35, 1984.
- [33] A. Tselikov, A. Tomlenov, V. Zyuzin, A. Tretyakov, and G. Nikitin, “Teoriya prokatki: Spravochnik (Theory of Rolling: A Handbook),” *Metallurgiya*.
- [34] R. Neugebauer, M. Kolbe, and R. Glass, “New warm forming processes to produce hollow shafts,” *J. Mater. Process. Technol.*, vol. 119, no. 1–3, pp. 277–282, 2001.
- [35] M. Komura, Y. Koizumi, and K. Kobayashi, “Cross wedge rolling method,” *Sci Mach*, vol. 28, no. 7, pp. 23–27, 1976.
- [36] Z. Deng, M. Lovell, and K. a. Tagavi, “Influence of Material Properties and Forming Velocity on the Interfacial Slip Characteristics of Cross Wedge Rolling,” *J. Manuf. Sci. Eng.*, vol. 123, no. 4, p. 647, 2001.
- [37] R. Glaß, F. Hahn, M. Kolbe, and L. W. Meyer, “Processes of partial bulk metal-forming—aspects of technology and FEM simulation,” *J. Mater. Process. Technol.*, vol. 80–81, pp. 174–178, 1998.
- [38] A. Ghiotti, S. Fanini, S. Bruschi, and P. F. Bariani, “Modelling of the Mannesmann effect,” *CIRP Ann. - Manuf. Technol.*, vol. 58, no. 1, pp. 255–258, 2009.
- [39] G. Fang, L. P. Lei, and P. Zeng, “Three-dimensional rigid-plastic finite element simulation for the two-roll cross-wedge rolling process,” *J. Mater. Process. Technol.*, vol. 129, no. 1–3, pp. 245–249, 2002.
- [40] M. Wang, X. Li, F. Du, and Y. Zheng, “Hot deformation of austenite and prediction of microstructure evolution of cross-wedge rolling,” *Mater. Sci. Eng. A*, vol. 379, no. 1–2, pp. 133–140, 2004.
- [41] M. Wang, X. Li, F. Du, and Y. Zheng, “A coupled thermal-mechanical and microstructural

- simulation of the cross wedge rolling process and experimental verification,” *Mater. Sci. Eng.*, vol. 391, no. 1–2, pp. 305–312, 2005.
- [42] Z. Pater, J. Bartnicki, and G. Samolyk, “Numerical modelling of cross-wedge rolling process of ball pin,” *J. Mater. Process. Technol.*, vol. 164–165, pp. 1235–1240, 2005.
- [43] Z. Pater, A. Gontarz, and W. Weroński, “Cross-wedge rolling by means of one flat wedge and two shaped rolls,” *J. Mater. Process. Technol.*, vol. 177, no. 1–3, pp. 550–554, 2006.
- [44] M. F. Novella, A. Ghiotti, and S. Bruschi, “Effect of the Zener-Hollomon parameter on the formability of AA6082-T6 formed at elevated temperature,” *AIP Conf. Proc.*, vol. 1769, 2016.
- [45] J. Rice and D. Tracey, “Computational Fracture Mechanics,” *Numer. Comput. Methods Struct. Mech.*, vol. 1, pp. 585–623, 1973.
- [46] L. Bourgeon, “Mise en place de la simulation sous Forge2008 du laminage transversal,” 2009.
- [47] P. Mangin, L. Langlois, and R. Bigot, “Role of Surface Texture on Workpiece Angular Deformation in Cross Wedge Rolling e,” in *International Conference on Technology of Plasticity*, 2011, pp. 155–159.
- [48] C. Bournicon, “Sollicitations et modes d’endommagement des outillages de forge à chaud,” *Trait. Therm.*, vol. 246, pp. 70–77, 1991.
- [49] Z. Gronostajski, M. Kaszuba, S. Polak, M. Zwierzchowski, A. Niechajowicz, and M. Hawryluk, “The failure mechanisms of hot forging dies,” *Mater. Sci. Eng.*, vol. 657, pp. 147–160, 2016.
- [50] L. Terzolo, “Vers une prédiction de la durée de vie des outils de forge a chaud par une détermination numérique du régime thermique établi et de l’usure abrasive,” Ecole Nationale Supérieure des Mines de Paris, 2005.
- [51] O. Barrau, “Etude du frottement et de l’usure d’acier à outils à travail à chaud,” Institut National Polytechnique de Toulouse, 2004.
- [52] L. Langlois and R. Bigot, “Etude des potentialités des revêtements minces pour les outillages de forge à chaud,” 2007.
- [53] M. Cartier and P. Kapsa, “Usure des contacts mécaniques - Problématique et définitions,” *Tech. l’ingénieur*, vol. 33, no. 0, 2001.
- [54] D. Kopeliovich, “Mechanisms of wear,” 2014. [Online]. Available: [http://www.substech.com/dokuwiki/doku.php?id=mechanisms\\_of\\_wear](http://www.substech.com/dokuwiki/doku.php?id=mechanisms_of_wear).
- [55] J. F. Archard, “Friction between metal surfaces,” *Wear*, vol. 113, pp. 3–16, 1986.

- [56] H. Huang, X. Chen, B. Fan, Y. Jin, and X. Shu, “Initial billet temperature influence and location investigation on tool wear in cross wedge rolling,” *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, vol. 79, no. 9–12, pp. 1545–1556, 2015.
- [57] Q. Li and M. Lovell, “On the critical interfacial friction of a two-roll CWR process,” *J. Mater. Process. Tech.*, vol. 160, no. September 2001, pp. 245–256, 2005.
- [58] R. Gras, *Tribologie, principes et solutions industriels*. Paris, 2008.
- [59] M. Deshpande, A. Groseclose, and T. Altan, “Selection of die materials and surface treatments for increasing die life in hot and warm forging,” *Net Shape Manuf.*, pp. 1–23, 1971.
- [60] S. Bensaada, *Traitements thermiques, classification et designation*, Editions U. 2010.
- [61] A. Douard, “Dépôt de carbures, nitrures et multicouches nanostructurées à base de chrome sous pression atmosphérique par dli-mocvd nouveaux procédés et potentialités de ces revêtements métallurgiques,” Institut National Polytechnique de Toulouse, 2006.

## Chapitre 2

### Simulation numérique du laminage transversal

L'objectif de ce chapitre est de présenter la démarche suivie afin de caractériser le pouvoir prédictif de la simulation numérique du laminage transversal et sa robustesse vis-à-vis des paramètres numériques et du procédé. Le modèle numérique mis en place a été calé et validé par une comparaison des couples de laminage simulés et mesurés sur la ligne de production. L'étude de la robustesse de la simulation a permis de mettre en évidence la sensibilité du procédé au frottement en particulier lors de la formation de la réduction en extrémité de pièce.

# Sommaire

2	Simulation numérique du laminage transversal.....	68
2.1	Introduction .....	68
2.2	Mise en données du modèle numérique de référence .....	70
2.3	Résultats numériques .....	73
2.3.1	Géométrie de la pièce finale issue de la simulation .....	73
2.3.2	Phases clés du procédé .....	77
2.4	Etude paramétrique de robustesse de la simulation numérique .....	84
2.4.1	Machine de calcul et version du logiciel de simulation.....	85
2.4.2	Pas de temps maximum.....	86
2.4.3	Distance de pénétration (Dpen).....	87
2.4.4	Type de fichier d'origine d'outillage .....	89
2.4.5	Taille de maille du lopin.....	91
2.4.6	Vitesse de rotation des rouleaux.....	92
2.4.7	Coefficient de frottement.....	94
2.4.8	Température initiale du lopin.....	98
2.4.9	Coefficient d'échange thermique.....	99
2.4.10	Conclusions .....	100
2.5	Confrontation simulation-expérimentation .....	102
2.5.1	Résultats numériques .....	102
2.5.2	Résultats expérimentaux.....	103
2.5.3	Discussions confrontation expérimentation-simulation .....	104
2.6	Conclusions et perspectives.....	116
2.7	Bibliographie .....	117

## Chapitre 2

### 2 Simulation numérique du laminage transversal

#### 2.1 Introduction

Historiquement, la conception d'outillages ainsi que l'optimisation de paramètres des procédés se sont basées sur le savoir-faire des concepteurs et sur une méthodologie du type essai-erreur. Pour les procédés de mise en forme traditionnels, tel que l'estampage, les décisions empiriques ont été remplacées grâce aux lois de comportement et au développement des machines de calcul, par des méthodes numériques telles que les méthodes par éléments finis (MEF). Les logiciels de simulation MEF permettent de prédire les effets des paramètres géométriques des outillages ainsi que des paramètres du procédé sur sa stabilité. Pour les nouvelles technologies, comme le laminage transversal, la conception d'outillage se base encore sur l'expérience et la connaissance des industriels, d'une part parce qu'il n'existe pas de méthodologies de conception d'outillage et parce que l'apport de la simulation numérique reste à être évalué ; d'autre part car la mise au point des paramètres, une fois l'outillage en production, se fait d'après la connaissance et l'expérience des industriels. La compréhension de phénomènes physiques se produisant après un grand nombre de cycles pendant la durée de vie d'outillage (cycle de vie), ainsi que l'impact des paramètres sur la stabilité du procédé restent aussi limités.

Dans le cadre de ces travaux de thèse, la simulation numérique du laminage transversal a été identifiée comme un point essentiel pour améliorer l'industrialisation du procédé afin de résoudre les deux problématiques principales. Elle permet d'analyser les phénomènes physiques mis en jeu dans le procédé et ainsi de mieux comprendre les phénomènes d'instabilité. De même, la conception d'outillage peut être validée réduisant ainsi le coût et la durée des étapes de développement expérimental. Cette chaîne numérique de l'industrialisation du procédé est illustrée dans la Figure 2-1 où trois grandes étapes sont présentées : (1) optimisation des paramètres géométriques de l'outillage, (2) conception CAO de l'outillage et (3) simulation numérique du procédé.

Tel qu'exposé dans le chapitre 1, les performances de la simulation numérique du laminage transversal ne sont pas évaluées. Il est nécessaire d'identifier les informations que la simulation numérique pourra nous donner et d'estimer la confiance qu'on pourra accorder dans ses résultats.

Les résultats issus de la simulation seront confrontés à des mesures expérimentales sur la ligne de production. Toutefois, il faut signaler que les mesures in-situ sont fortement contraintes par l'installation industrielle. Les mesures ont été effectuées de manière à ne pas pénaliser la production et en utilisant des moyens d'acquisition accessibles sur l'installation.

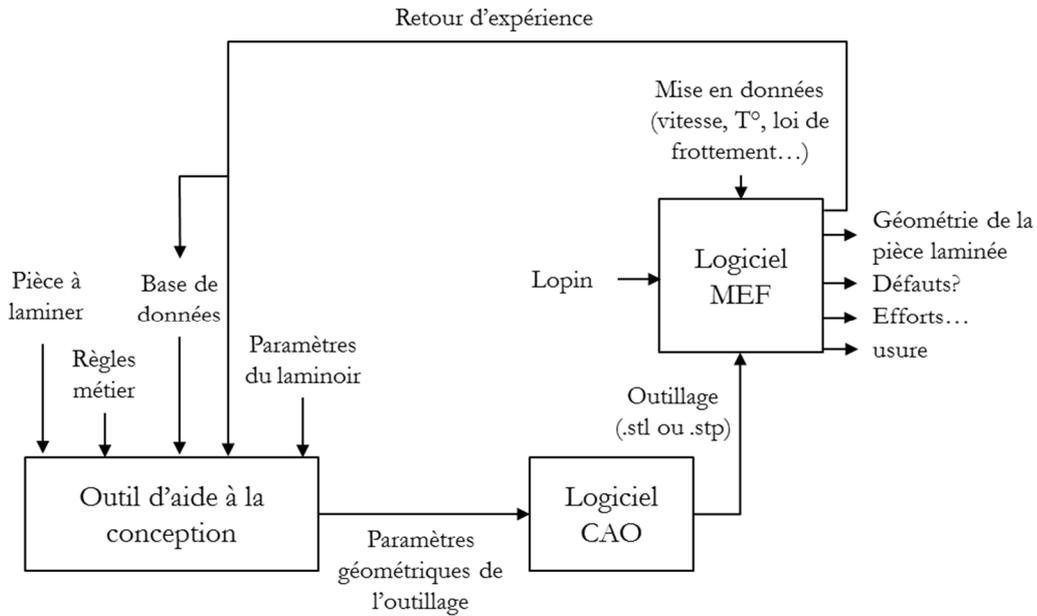


Figure 2-1 – Chaîne numérique de l'industrialisation du procédé

Ce chapitre commence par présenter le modèle numérique de référence du procédé de laminage transversal et les résultats de la simulation avec le logiciel ForgeNXT®.

Ce modèle a été construit en s'appuyant sur une étude paramétrique préliminaire réalisée en 2009 par l'entreprise Ateliers des Janves. D'abord, les objets faisant partie de la simulation ainsi que les paramètres numériques et les hypothèses associées sont présentés. Ensuite, une description détaillée des résultats issus de la simulation est faite. Ceux-ci concernent : la géométrie de la pièce laminée, les défauts observés, la cinématique des outillages et les efforts développés pendant le cycle de laminage. Il faut signaler que cette première partie ne comporte pas de comparaison des résultats numériques avec des résultats expérimentaux mais uniquement une description des résultats de la simulation.

Dans la deuxième partie du chapitre, une étude paramétrique de robustesse de la simulation numérique est faite. L'étude se concentre sur les paramètres numériques et sur les paramètres procédé. Les résultats de cette partie sont confrontés à ceux de l'étude préliminaire faite par l'entreprise et à ceux de la littérature. L'impact des paramètres géométriques de l'outillage n'est pas traité ici mais sera étudié dans le chapitre 3.

Le chapitre se termine par une confrontation des résultats issus de la simulation avec des mesures sur le laminoir industriel : une confrontation de la géométrie de la pièce laminée et une confrontation des couples de laminage.

## 2.2 Mise en données du modèle numérique de référence

A l'arrivée du laminoir transversal à l'usine en 2010, Ateliers des Janves a réalisé une étude concernant la mise en données de la simulation numérique du laminage transversal. Ce modèle numérique est le modèle de référence dans ces travaux de thèse. La mise en données est présentée en Figure 2-2 et décrite ci-après.

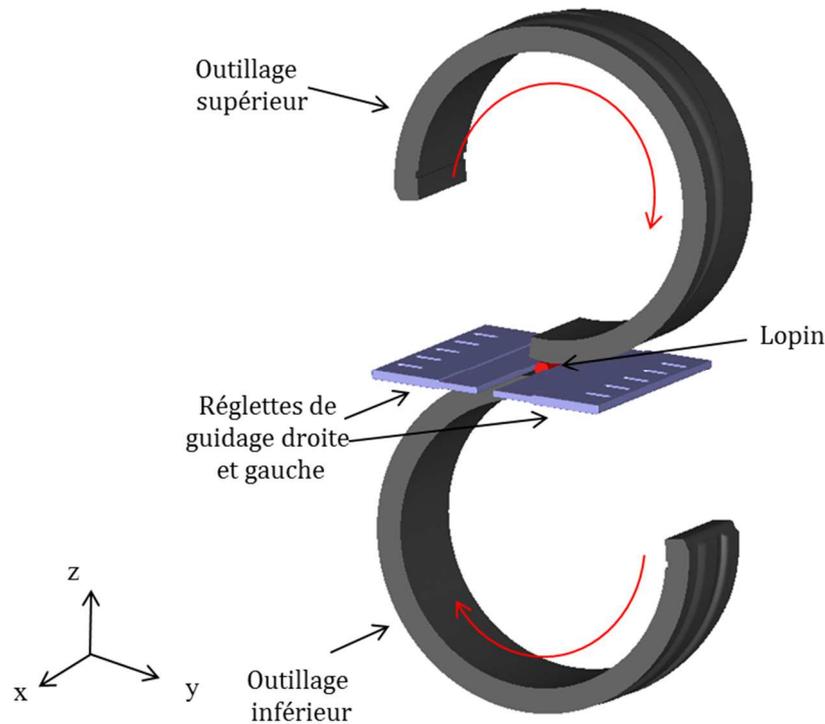


Figure 2-2 – Mise en données pour la simulation numérique de laminage transversal

Les objets faisant partie de la simulation sont : deux outillages cylindriques (outillage inférieur et outillage supérieur), un lopin et deux réglettes de guidage.

Les deux outillages sont en rotation suivant un axe et ils tournent dans le même sens. La position des outillages et les axes de rotation sont définis de manière à obtenir le diamètre nominal de l'ébauche laminée. Le lopin est positionné entre les outillages et il tourne autour de son axe dans le sens opposé aux outillages. L'objectif des deux réglettes de guidage (réglette droite et réglette gauche) est de maintenir le lopin en position entre les outillages. Elles sont placées à 2,5mm du lopin et elles sont fixes tout au long de la simulation. Compte tenu des symétries de la pièce et du procédé, seule la moitié du lopin est simulé, et par conséquent, seule la moitié des outillages sont simulées (outillage supérieur et inférieur), ceci afin de réduire les temps de calcul (voir Figure 2-2).

Les hypothèses à la base de la modélisation présentée ci-après sont les suivantes

- Dimensions nominales du lopin. En conditions industrielles les dimensions du lopin subissent des dispersions, les variations dimensionnelles allant jusqu'à 1mm pour la longueur du lopin. Le

diamètre des barres dont sont extraits les lopins ainsi que les longueurs de découpe des lopins varient.

- Comportement du procédé symétrique. En conditions industrielles le procédé n'est pas symétrique. Etant donné que dans le laminoir industriel, la position initiale du lopin suivant son axe est assurée par une butée fixe, si la longueur du lopin est plus importante, le procédé n'est plus symétrique. La variation de volume de matière n'affectant que le côté opposé à la butée. Ou bien si l'usure de l'outillage n'est pas symétrique, le procédé n'est pas par conséquent symétrique. Cette situation étant un cercle vicieux car cette dysmétrie du procédé favorise la dysmétrie de l'usure des outillages.
- La vitesse de rotation des outillages est constante. Dans les conditions industrielles il y a des phases d'accélération et de décélération entre deux cycles de laminage parce que l'outillage s'arrête entre deux opérations de laminage pour permettre la mise en place du nouveau lopin.
- Loi de frottement uniforme et constante. En conditions industrielles, les conditions de frottement ne sont pas uniformes sur toute la surface de l'outillage et vont évoluer au fur et à mesure du cycle de vie de l'outillage. De façon plus spécifique au laminage transversal, des zones de l'outillage ont été conçues avec stries pour accroître l'adhérence du lopin sur l'outil dans la direction de laminage tout en réduisant le frottement dans la direction de l'axe du lopin. Pour rendre compte de l'effet de cette « texture » de surface, il serait nécessaire d'introduire une loi de frottement anisotrope. Pour le modèle de référence il a été choisi de modéliser géométriquement les stries et de conserver une loi de frottement uniforme.
- Température d'outillage constante. En simulation la température est fixée à une valeur approximative de la température en service relevée à la surface des rouleaux. En conditions industrielles dans un régime établi, la température des outillages n'est pas constante dans toutes les zones de l'outillage. Elle est plus élevée dans les zones de pénétration et d'étirement des coins et plus faible dans les zones de calibrage. En simulation la zone de l'outillage en contact avec le lopin ne voit pas sa température augmenter du fait des échanges thermiques.

Les valeurs des paramètres de la simulation sont synthétisées en Tableau 2-1. La matière du lopin est un acier au carbone de type C70. Son comportement rhéologique à chaud est modélisé par une loi de type Hansel Spittel disponible dans la base de données du logiciel Forge®. Le matériau est considéré isotrope. Le lopin est maillé avec des éléments tétraédriques de taille 1,5mm. Etant donné que la zone de déformation change constamment, une période de remaillage a été définie. Les outillages sont considérés rigides. L'outillage est maillé avec des éléments triangulaires de taille allant de 0,5 à 20mm, les éléments de taille faible étant dans les zones de pénétration et de formage et les éléments de taille plus importante dans les zones de roulement du lopin et les zones de calibrage des coins. La température des outillages demeurera constante pendant le laminage. Les deux outillages tournent dans le même sens à vitesse de rotation constante.

La loi de frottement choisie pour représenter le contact entre le lopin et les outillages est du type loi de Norton (appelée aussi la loi de frottement viscoplastique) décrite en équation (13), où  $Pf$  est la sensibilité à la vitesse de glissement,  $Kf$  est la consistance du matériau,  $v_g$  est la vitesse de glissement et  $\alpha$  est le coefficient de friction, généralement compris entre 0.1 et 2.

$$(\tau) = -\alpha_f * K_f * \|\Delta v_g\|^{Pf-1} * \Delta v_g \quad (13)$$

L'échange thermique entre l'outil et le lopin se fait par conduction.

Les échanges thermiques à l'interface outil/lopin peuvent provenir de flux constants  $\Phi_{cst}$  ou de processus dissipatifs type frottement  $\Phi_{fr}$  décrits en équation (14) où  $\tau_{fr}$  est le cisaillement de frottement. La puissance dissipée à l'interface par de tels phénomènes est partagée entre les deux corps en présence sous forme de flux relativement à leurs effusivités respectives ( $b_1$  est l'effusivité du corps 1 et  $b_2$  effusivité du corps 2).

$$\Phi_{fr} = \frac{b_1}{b_1+b_2} \tau_{fr} v_g \quad (14)$$

L'échange thermique avec le milieu extérieur se fait principalement par rayonnement suivant l'équation (15) où  $\varepsilon$  est l'émissivité du matériau,  $\sigma_s$  est la constant de Stéfán,  $T_0$  est la température du milieu extérieur et  $T$  est la température locale de la frontière du domaine.

$$\Phi_r = \sigma_s \varepsilon (T^4 - T_0^4) \quad (15)$$

<b>Paramètres numériques</b>	
Pas du temps de calcul	<i>Confidentiel</i>
<b>Le lopin</b>	
Dimensions du demi-lopin	<i>Confidentiel</i>
Matériau du lopin	
Température du lopin	
Taille de maille du lopin	
Période de remaillage	
<b>Les outils</b>	
Outils rigides	<i>Confidentiel</i>
Température constante	
Type de fichier d'origine d'outil	
Taille de maille des outillages	
<b>Cinématiques des outils</b>	
Vitesse de rotation	<i>Confidentiel</i>
Positionnement des outillages	

<b>Choix de loi de frottement</b>	
Loi de frottement	<i>Confidentiel</i>
<b>Echange thermique</b>	
Echange thermique avec le milieu extérieur	<i>Confidentiel</i>
Echange thermique avec les outillages	

Tableau 2-1 – Paramètres de la simulation numérique

## 2.3 Résultats numériques

Le modèle numérique du laminage transversal présenté dans le Tableau 2-1 a été simulé avec le logiciel de calcul ForgeNXT® disponible au laboratoire. Les résultats sont décrits et analysés ci-après.

3. D'abord, une description de la géométrie de la pièce laminée issue de la simulation avec une analyse qualitative des défauts observés. Il faut signaler que cette partie ne comporte pas une comparaison avec une pièce réelle fabriquée en industrie. Cette analyse comparative est faite dans la section 2.5 du chapitre.
4. Ensuite, une analyse des phases clés du cycle de laminage. D'une part, la forme de la pièce laminée lors de différentes phases de pénétration, étirement et calibrage et d'autre part la courbe des efforts lors du cycle de laminage.

### 2.3.1 Géométrie de la pièce finale issue de la simulation

La géométrie de la pièce laminée issue de la simulation numérique est présentée en Figure 2-3(a) avec la géométrie de la pièce théorique à chaud (CAO) en Figure 2-3(b). Les observations suivantes sont mises en évidence :

- On commence par observer que la pièce est laminée avec succès, les trois réductions sont bien formées : réduction de la tenue, du corps de bielle et centrale.
- Une deuxième observation flagrante est que la longueur de la tenue est plus importante que celle de la CAO.
- On observe une cavité centrale à l'extrémité de la pièce, appelée « tulipe », celle-ci se forme lors de la pénétration et l'étirement de la réduction de la tenue. Dans les paragraphes suivants une analyse plus détaillée est présentée.
- En fin, la quatrième observation est un défaut de rectitude. Ces observations sont détaillées dans les paragraphes suivants.

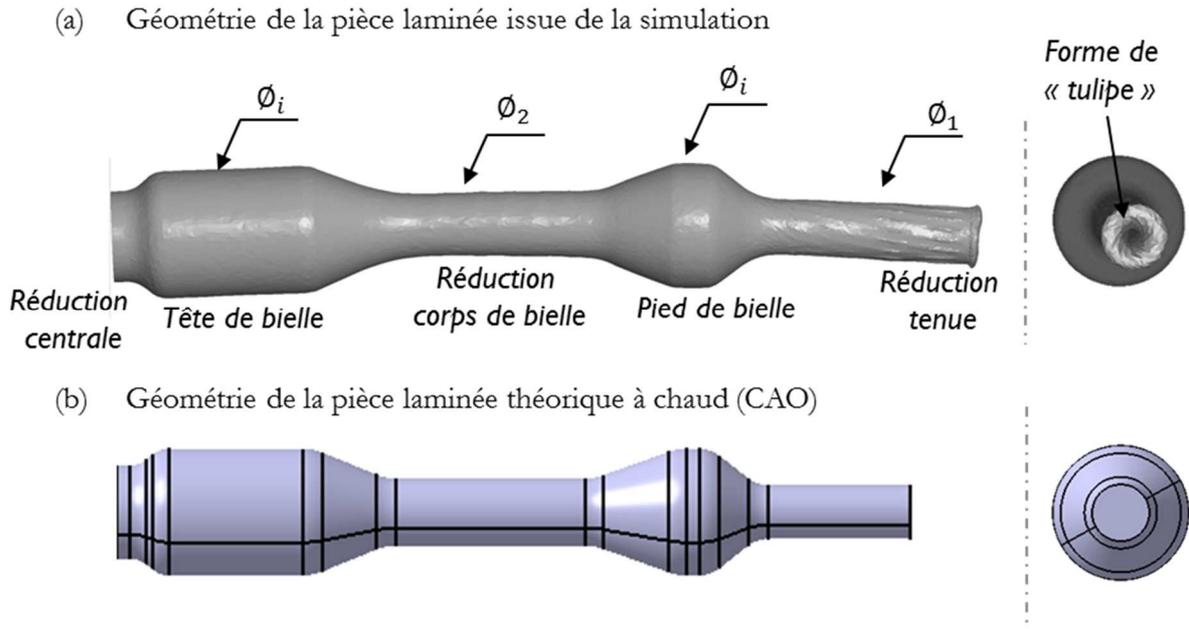


Figure 2-3 – Géométrie de la pièce laminée issue de la simulation numérique

Dans un premier temps, le volume de la pièce en cours de laminage lors de la simulation numérique a été analysé afin de vérifier qu’une augmentation du volume due au remaillage ne soit pas la cause de la longueur importante de la tenue de la pièce. Le volume du lopin en cours de laminage lors de la simulation numérique est présenté en Figure 2-4. Il est possible de constater qu’il n’augmente pas lors du cycle de laminage. En revanche, une perte de volume d’environ 0,2% se produit due au remaillage. Les effets de cette perte de volume peuvent être négligés.

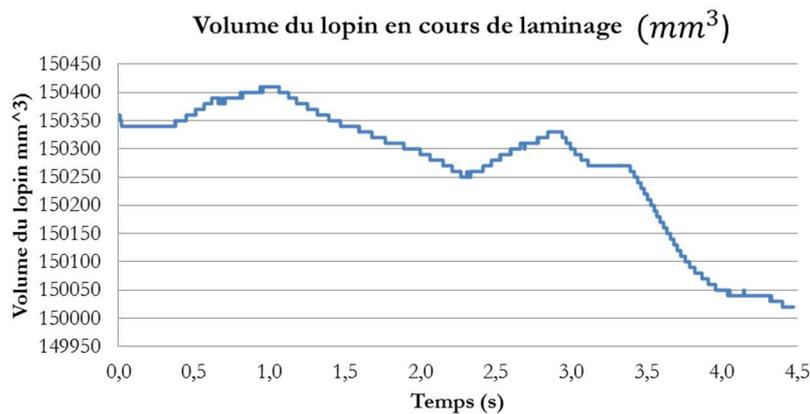


Figure 2-4 – Volume du lopin en cours de laminage lors de la simulation numérique

Après vérification du volume du lopin lors de la simulation, les dimensions de la pièce laminée ont été analysées. La géométrie de la pièce issue de la simulation a été exportée en format *.stl* et traitée avec le logiciel GOM Inspect® afin d’en mesurer les dimensions telles que le diamètre moyen des sections. En comparaison avec les dimensions théoriques de la pièce laminée, les écarts sont relativement faibles comme présenté dans le Tableau 2-2.

Diamètre moyen de la section	% Ecart
Réduction de la tenue $\varnothing_1$	1,3
Réduction du corps de bielle $\varnothing_2$	6,1
Tête et pied de bielle $\varnothing_i$	0

Tableau 2-2 – Pourcentage d'écart des sections de la pièce laminée par rapport aux diamètres théoriques

Un écart maximal de 6% est observé dans la réduction du corps de bielle, néanmoins cet écart n'est pas constant sur toute la longueur de la réduction. Un phénomène de conicité se produit comme illustré dans la Figure 2-5. Ce phénomène peut être expliqué par l'analyse suivante. La section 1 est formée à la fin de la phase de pénétration (environ 1,4s du cycle), tandis que la section 2 est formée à la fin de la phase d'étirement (environ 2,3s du cycle). La section 1 subit des efforts dus à la déformation de la réduction. Ce phénomène de conicité semble être propice à l'apparition du défaut de striction lié aux instabilités associées à l'effort axial pendant la déformation de la pièce.

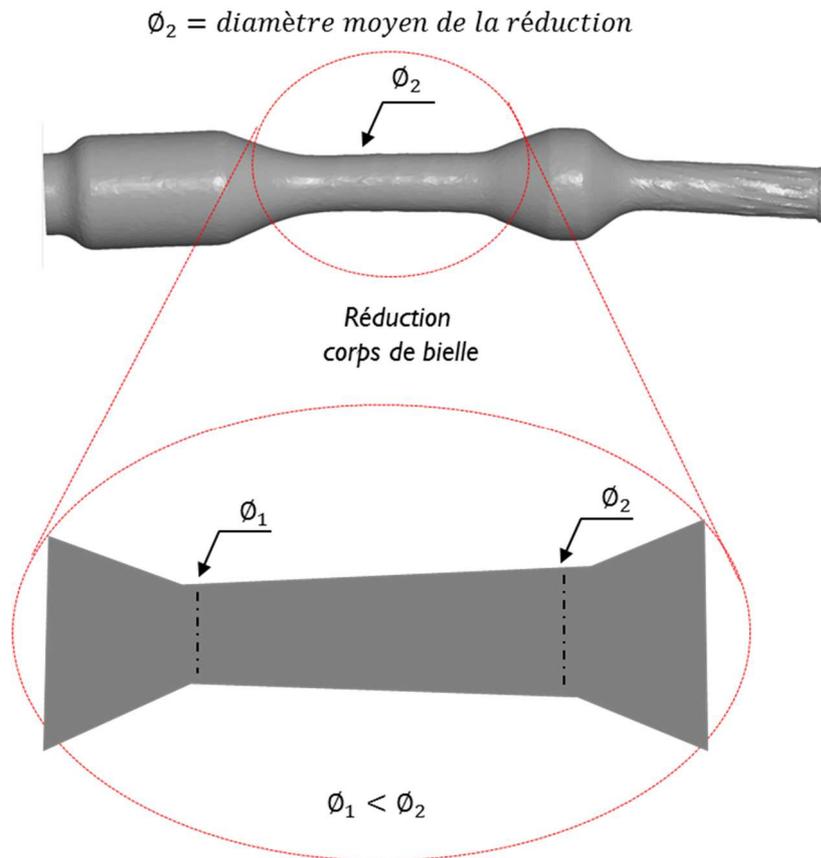


Figure 2-5 – Phénomène de conicité dans la réduction du corps de bielle

Sur la Figure 2-6 on peut observer l'évolution du rayon d'une section d'analyse à différentes étapes de l'étirement de la réduction du corps de bielle. Elle met en évidence que ce phénomène de conicité apparaît progressivement au cours de l'étirement de la réduction.

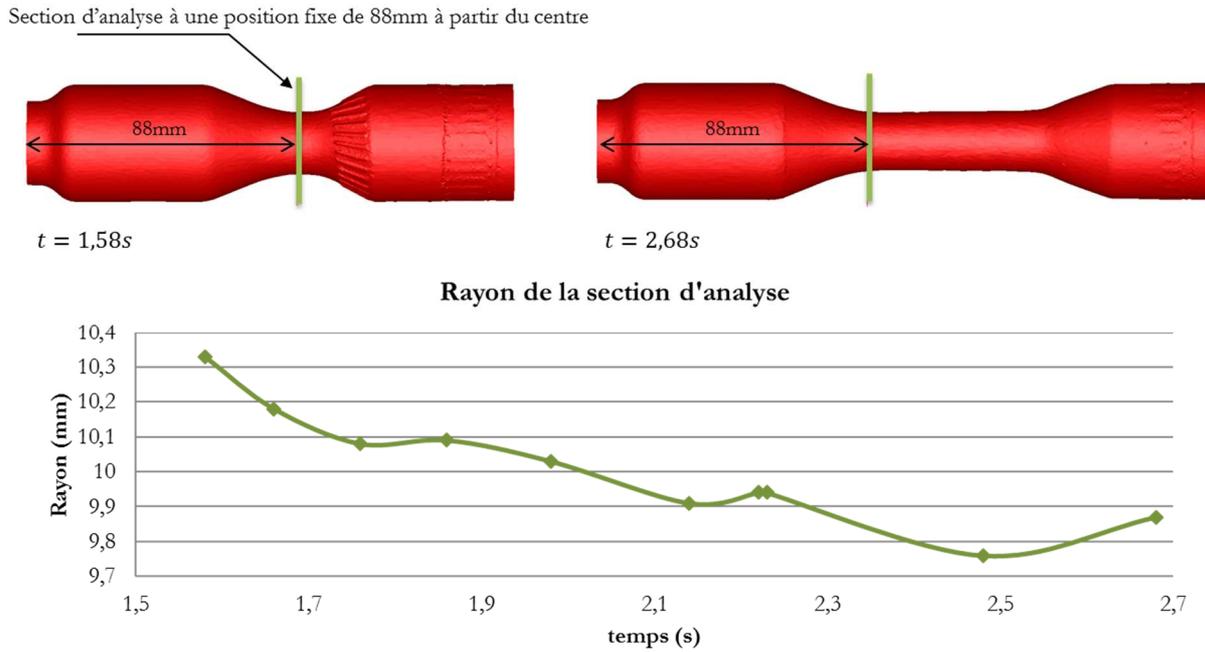


Figure 2-6 – Evolution progressive du rayon de la section d'analyse pendant la phase d'étirement permettant d'observer l'apparition du phénomène de conicité

Ce phénomène de conicité dans la réduction du corps de bielle semble être la cause de la longueur importante de la tenue. Ce phénomène a un impact direct sur la quantité de matière restant pour former la réduction de la tenue.

Une des conséquences d'une longueur de tenue importante est un défaut de rectitude de la pièce. Les analyses ont constaté que ce défaut se produit à la fin du cycle de laminage lors de la formation de la réduction de la tenue, comme illustré dans la Figure 2-7. La figure permet d'observer le profil de la pièce laminée à différents instants du cycle. Il est possible de constater qu'à 2,8s, à la fin de la formation de la réduction de la tenue, la pièce est concentrique (c'est-à-dire elle n'a pas un défaut de rectitude). C'est vers la fin de la phase d'étirement de la réduction de la tenue que le défaut de rectitude apparaît.

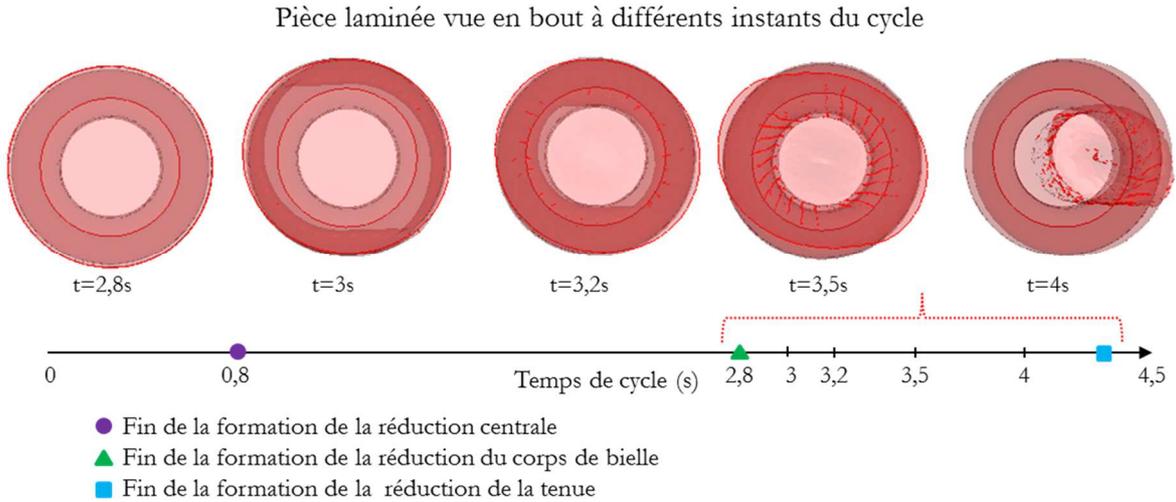


Figure 2-7 – Défaut de rectitude se produisant à la fin du cycle de laminage lors de la formation de la tenue

### 2.3.2 Phases clés du procédé

Le cycle de laminage a une durée d'environ 4,5s. Les réductions sont formées les unes après les autres comme illustré dans la Figure 2-8. La réduction centrale est formée au bout d'environ 0,8s ; ensuite la réduction du corps de bielle est formée au bout de 2,6s et finalement la réduction de la tenue est formée au bout de 4,1s.

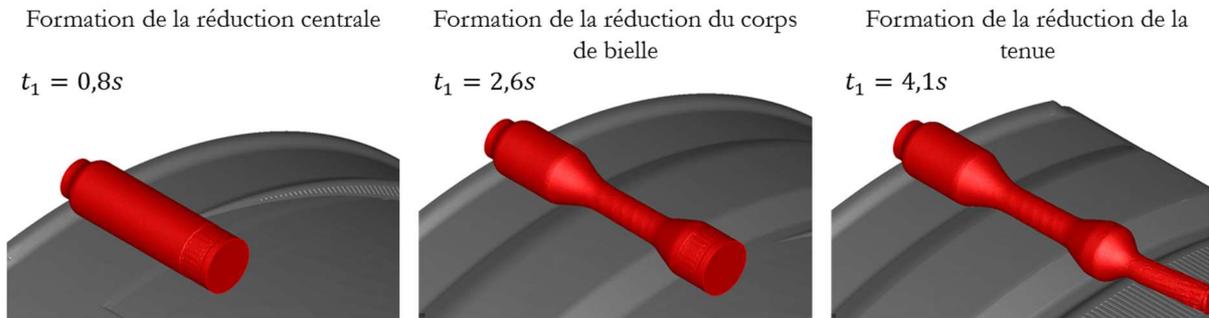


Figure 2-8 – Formation des réductions pendant le cycle de laminage

Au début le lopin est mis en position entre les deux outillages. Ces derniers comportent une zone striée qui permet d'entraîner la rotation du lopin avant de rencontrer le coin central. La formation de chaque réduction se comporte de trois phases principales correspondant aux zones de fonctionnement du coin : pénétration, étirement et calibrage.

Les différentes étapes de formation d'une réduction sont détaillées en analysant la réduction du « corps de bielle ». Etant données les particularités de la formation de la réduction de la tenue, une analyse est réalisée après. La formation de la réduction centrale n'est pas analysée, d'une part car les explications données pour une des réductions sont suffisantes et d'autre part car dans les conditions industrielles, cette réduction ne semble pas être à l'origine des instabilités. Les analyses portent un intérêt sur les autres réductions.

Quand le lopin rencontre le coin, celui-ci pénètre la matière progressivement jusqu'à atteindre la profondeur du diamètre correspondant de la réduction. Cette phase est illustrée dans la Figure 2-9. Au fur et à mesure que le lopin avance sur la géométrie du coin, un effet de recouvrement se produit, car le coin d'un des rouleaux va rencontrer les formes pré-déformées par le coin du rouleau opposé. Une fois que la profondeur de diamètre est atteinte et que le profil est régulier (circulaire) on arrive à la phase d'étirement.

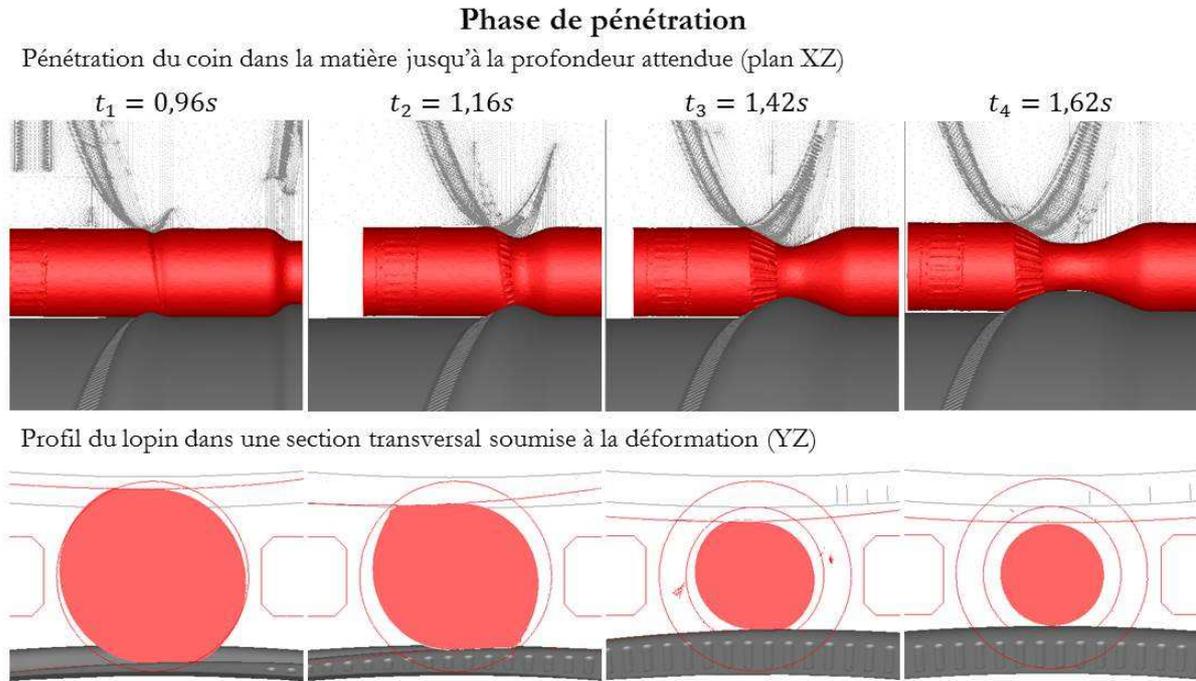


Figure 2-9 – Phase de pénétration de la réduction du corps de bielle

Dans la phase d'étirement, illustrée dans la Figure 2-10, la matière du lopin est repoussée dans la direction longitudinale jusqu'à atteindre la largeur de la réduction finale. La dernière phase correspond à la phase de calibrage où le profil du coin ne change pas comme illustré en Figure 2-11. Cette dernière phase permet d'assurer le caractère axisymétrique de la pièce et de corriger les possibles défauts de surface.

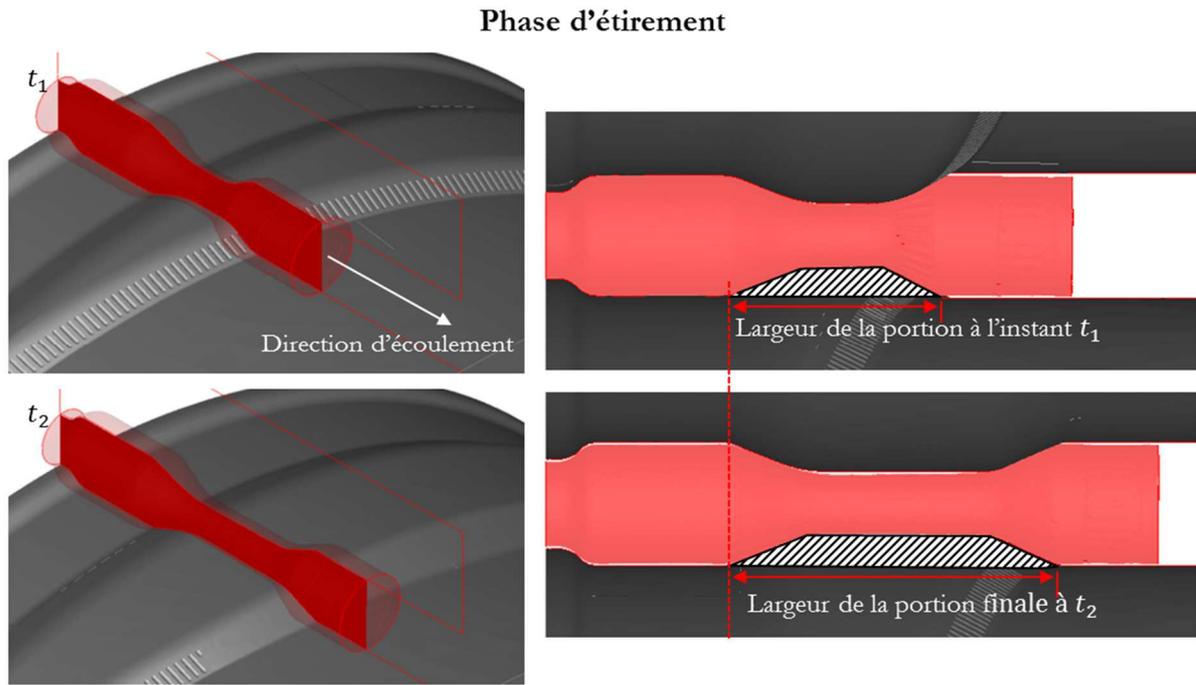
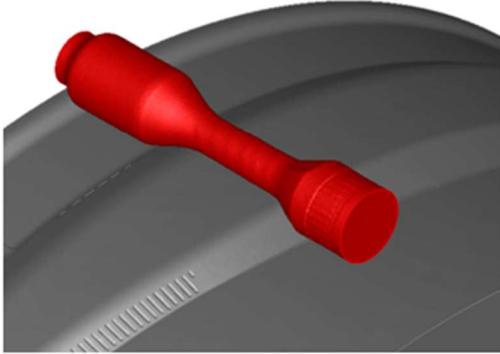


Figure 2-10 – Phase d'étirement de la réduction du corps de bielle

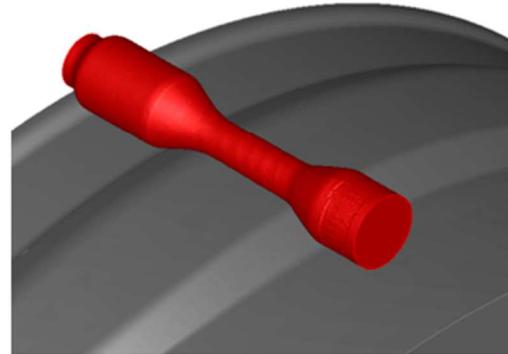
## Phase de calibrage

Forme de la pièce laminée pendant la zone de calibrage

$t_1 = 2,28s$



$t_1 = 2,5s$



Profil de la pièce laminée dans une section transversal au milieu de la réduction pendant la zone de calibrage

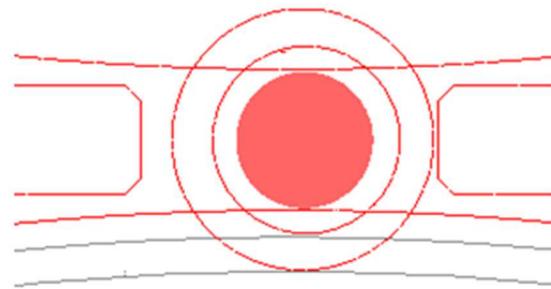
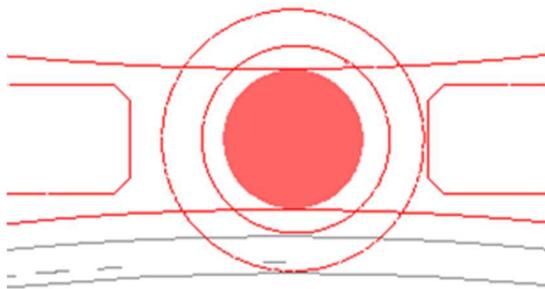


Figure 2-11 – Phase de calibrage de la réduction du corps de bielle

Lors de la pénétration et au début de l'étirement de la réduction de la tenue, l'extrémité du lopin forme une « tulipe ». Cette dernière est ensuite refermée lors de la fin de l'étirement, formant ainsi une cavité centrale. Comme illustré dans la Figure 2-12.

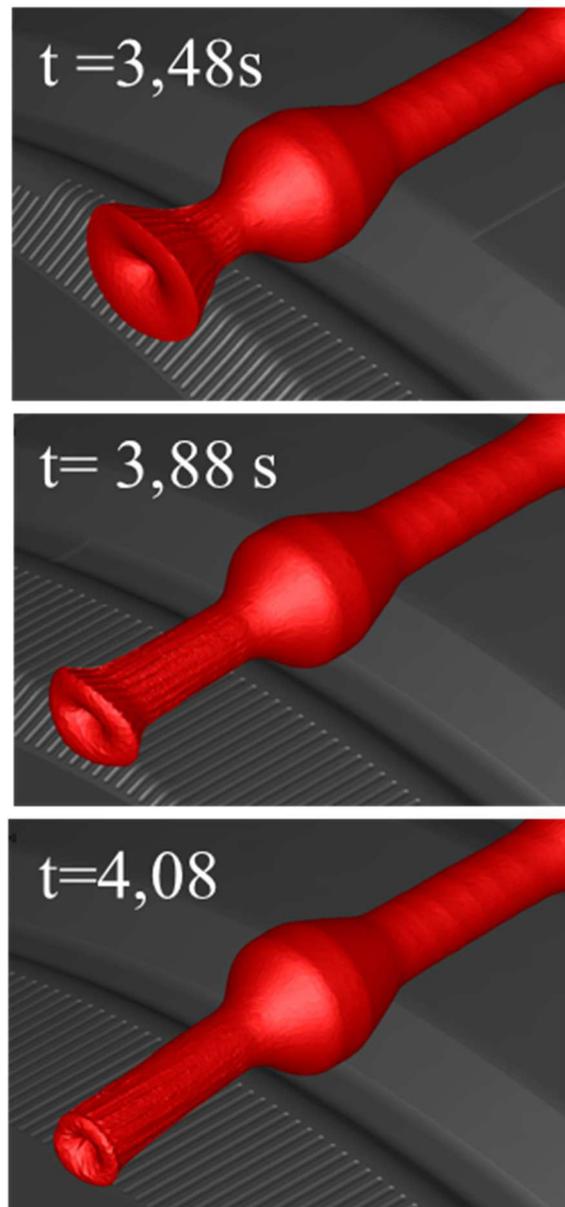


Figure 2-12 – Les différentes étapes de la formation de la réduction de la tenue

Les différentes étapes du cycle de laminage sont également analysées au travers de la courbe de l'effort tangentiel. De manière globale, l'effort résultant à l'interface outil/pièce s'exerçant sur une demi-pièce, illustré sur la Figure 2-13, présente trois composants [1]. :  $P_x = \text{Effort axial}$ ,  $P_y = \text{Effort tangentiel}$  et  $P_z = \text{Effort radial}$ . L'effort axial provoque l'écoulement de la matière du lopin en direction longitudinale, l'effort tangentiel engendre la rotation du lopin en cours de laminage autour de son axe et l'effort radial est l'effort de compression causant la réduction de diamètre du lopin en cours de laminage.

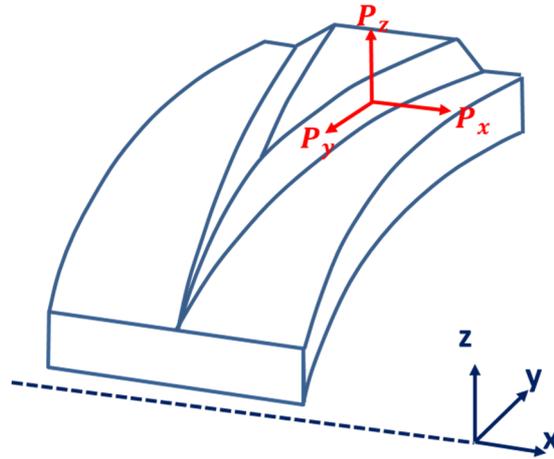


Figure 2-13 – Efforts outil/pièce s'exerçant sur une demi-pièce [2]

La courbe d'effort tangentiel de la simulation est analysée afin de compléter les observations précédentes. Elle est présentée en Figure 2-14; La Figure 2-15 contient la géométrie de la pièce en cours de laminage à différents instants du cycle.

Une légère montée de l'effort est observée au début du cycle correspondant à l'entraînement en mouvement du lopin dans la zone striée de l'outillage. Ensuite, globalement il y a trois lobes correspondant à chacune des réductions. Pour chaque lobe on peut observer les trois étapes de la formation d'une réduction (pénétration, étirement et calibrage).

1. L'effort tangentiel augmente pendant que le coin pénètre la matière. Il va augmenter jusqu'à atteindre la zone d'étirement.
2. Au début de la zone d'étirement, une décroissance légère de l'effort est observée due à l'effet de recouvrement lorsque le coin va rencontrer les formes pré déformées par le coin du rouleau opposé. Puis l'effort reste constant jusqu'à atteindre la largeur de la réduction.
3. En fin, une chute globale de l'effort pendant la zone de calibrage (dans laquelle la section du coin reste constante permettant d'obtenir la symétrie cylindrique du lopin). Au fur et à mesure du calibrage il y a de moins en moins de matière à déformer.

Entre deux coins successifs, l'effort ne descend pas jusqu'à une valeur nulle. L'outil est conçu de telle sorte à ce qu'il y ait recouvrement de la phase de calibrage du coin précédent par la phase de pénétration du coin suivant. Cela permet de réduire la longueur totale de l'outillage et d'assurer une meilleure stabilité du procédé.

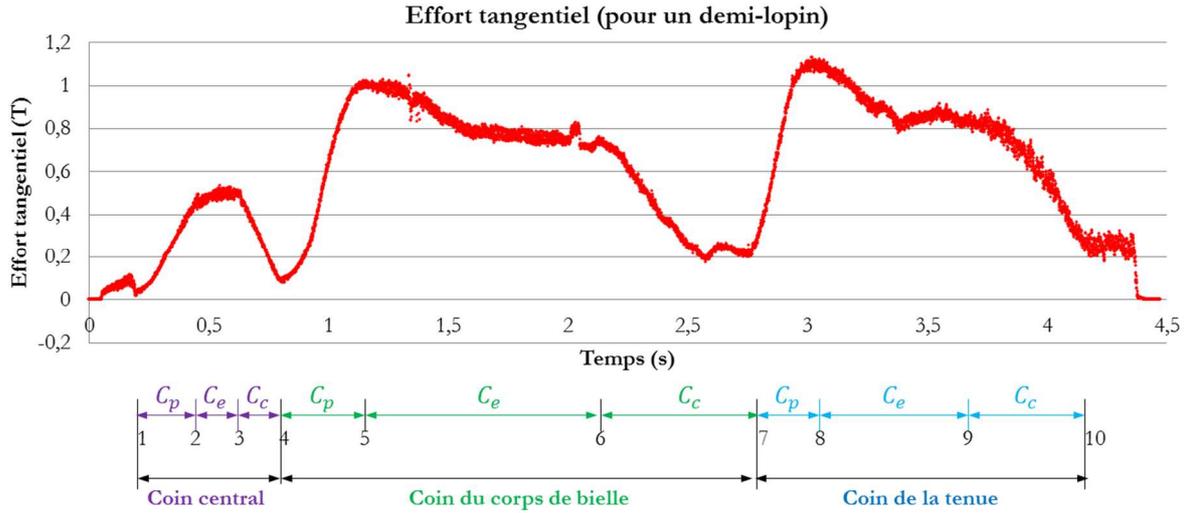


Figure 2-14 – Courbe d'effort tangentiel du cycle de laminage

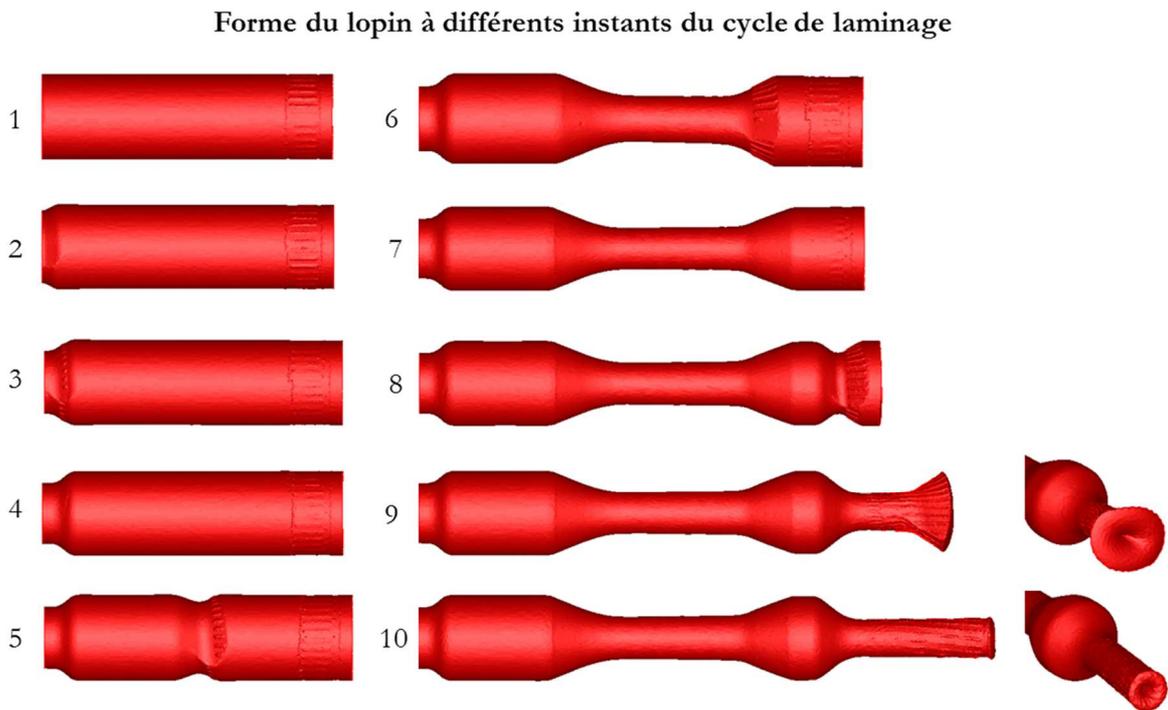


Figure 2-15 – Géométrie de la pièce en cours de laminage à différents instants du cycle

Analyser la courbe du couple moteur est également important car celle-ci est la grandeur qui permettra de confronter les résultats de simulations aux mesures expérimentales. De façon logique, la courbe suit les mêmes caractéristiques que la courbe de l'effort tangentiel (voir schéma de la Figure 2-16). Elle est présentée en Figure 2-17.

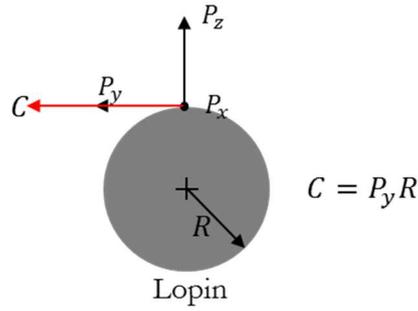


Figure 2-16 – Relation couple moteur – effort tangentiel

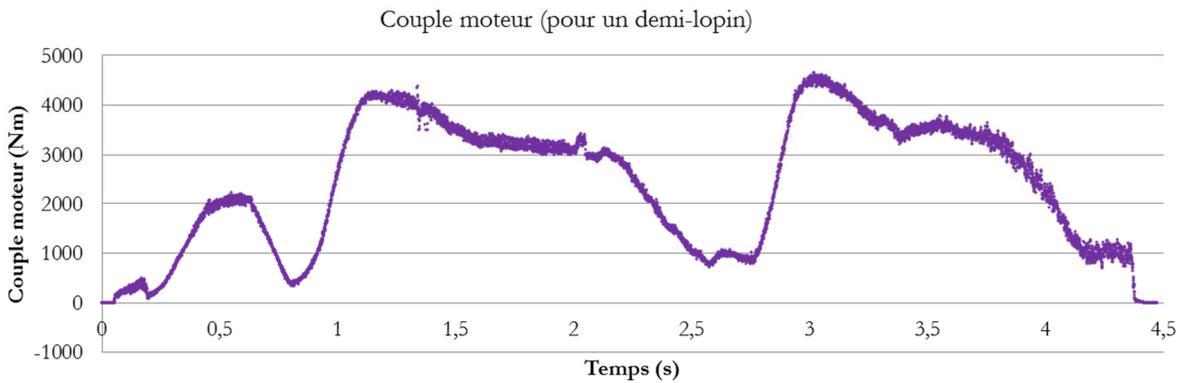


Figure 2-17 – Courbe du couple moteur du cycle de laminage pour un demi-lopin

## 2.4 Etude paramétrique de robustesse de la simulation numérique

Une étude de la robustesse de la simulation numérique est nécessaire afin d'établir son caractère prédictif et sa sensibilité. Cette étude paramétrique est confrontée aux résultats préliminaires réalisés par l'entreprise en 2009.

Cette étude de sensibilité comporte deux niveaux d'analyse : niveau *numérique* et niveau *physique*. Le modèle numérique de référence est utilisé, l'objectif étant de faire varier un paramètre à la fois et d'observer son impact sur les résultats. L'interaction entre les paramètres n'est donc pas analysée. La liste des paramètres étudiés et ses valeurs sont présentées en Tableau 2-3.

	Paramètre	Valeur 1	Valeur 2
Numérique	Pas de temps	<i>Confidentiel</i>	
	Distance de pénétration		
	Machine de calcul et version du logiciel		
	Type de fichier d'origine d'outillage		

	Taille de maille du lopin	
<b>Physique</b>	Vitesse de rotation des rouleaux	
	Coefficient de frottement	
	Température initiale du lopin	
	Coefficient d'échange thermique	

Tableau 2-3 – Etude paramétrique de robustesse et sensibilité de la simulation numérique

### 2.4.1 Machine de calcul et version du logiciel de simulation

Une mise en données identique a été lancée sur deux machines de calcul comportant deux versions de logiciel différentes. Une machine de calcul à l'entreprise Ateliers des Janves possédant le logiciel de calcul disponible Forge2008® et une deuxième machine de calcul au laboratoire LCFC possédant le logiciel de calcul disponible ForgeNXT®. Suite aux résultats de simulation, des analyses ont été faites concernant la géométrie de la pièce laminée finale et les efforts développés en cours de laminage. Les résultats sont équivalents et cohérents indépendamment de la machine de calcul et de la version du logiciel de simulation. Afin de visualiser les analyses réalisées, à titre d'exemple, la comparaison de la géométrie finale des pièces est présentée.

La géométrie des pièces laminées a été exportée en format .stl puis importés au logiciel CatiaV5®. Un meilleur ajustement global des deux géométries a été réalisé et ensuite une analyse de déviation a été effectuée permettant d'observer l'écart entre les deux géométries. Cette comparaison est illustrée en Figure 2-18 où on peut constater que les géométries sont pratiquement identiques. Un écart de  $\pm 0,1\text{mm}$  est observé globalement dans l'ensemble de la pièce laminée. Un écart de  $\pm 0,3\text{mm}$  est observé dans la tenue de la pièce dans le repli d'extrémité (effet tulipe).

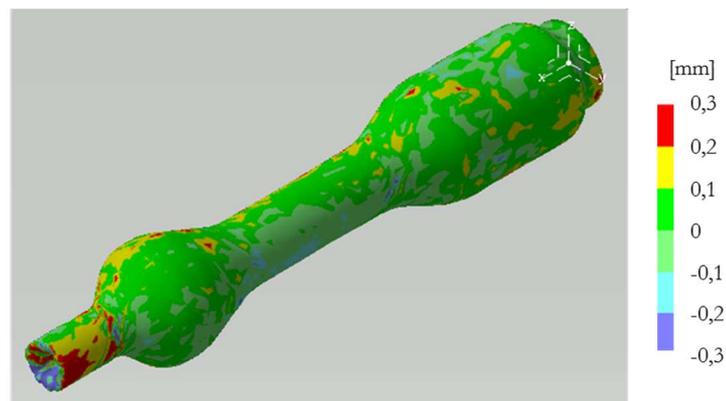


Figure 2-18 – Comparaison de la géométrie de la pièce laminée issue des deux simulations avec une mise en données identique

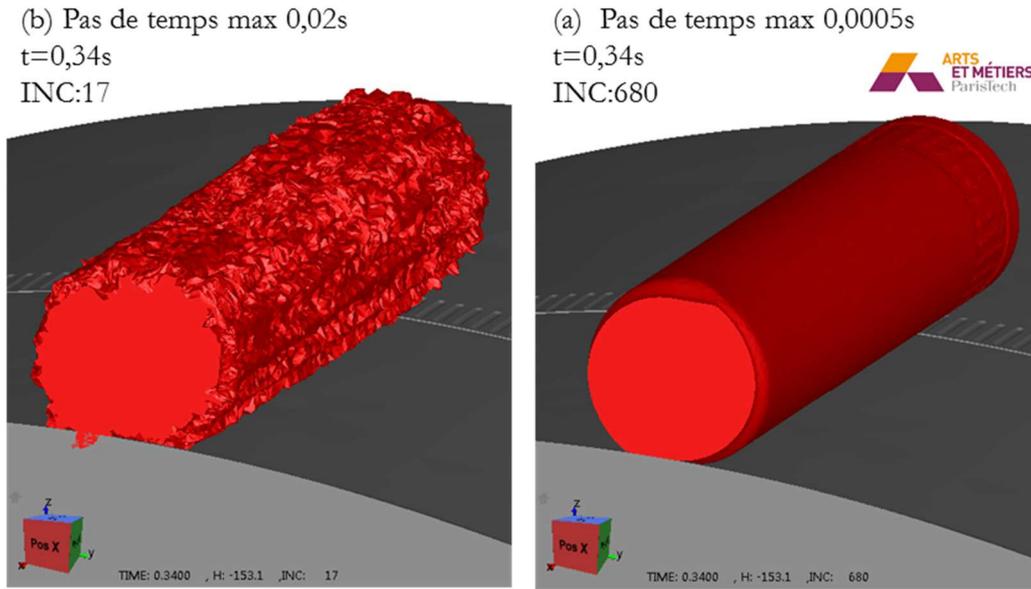
### 2.4.2 Pas de temps maximum

Deux simulations ont été mises en place avec une mise en données identique à l'exception du pas de temps maximum : d'une part un pas de temps maximum de 0,0005s et d'autre part un pas de temps maximum plus important de 0,02s.

Suite aux résultats des simulations il a été possible de constater que pour un pas de temps faible (a) de 0,0005s le procédé se déroule correctement et une pièce laminée avec les caractéristiques désirées est obtenue à la fin du cycle de laminage. En revanche, pour un pas de temps important (b) de 0,02s la simulation ne se déroule pas correctement, elle a été d'ailleurs arrêtée au bout de 0,62s du cycle de laminage. Pour illustrer les difficultés rencontrées avec la simulation (b) la Figure 2-19 a été créée. Elle permet d'observer la forme du lopin à l'instant du cycle de 0,34s pour les deux simulations. On peut observer la forme irrégulière du lopin pour la simulation (b). Cette forme du lopin est due à une augmentation du volume très importante faisant que le lopin est coincé et écrasé entre les outillages. C'est vers ce moment du cycle (0,34s) que le volume du lopin augmente de manière significative d'environ 16%.

Les résultats des simulations de cette étude paramétrique sont en accord avec les analyses préliminaires réalisées par Ateliers des Janves avec le support de Transvalor. Ce dernier a mis en évidence l'importance de définir le paramètre du pas de temps maximum de manière à ce que l'angle de rotation du lopin ne dépasse pas 1° par pas de temps.

Pour estimer le temps mis par le lopin pour tourner de 1°, il faut connaître sa vitesse de rotation. On peut la calculer avec la vitesse de rotation des rouleaux, laquelle est connue. Etant donné que l'outillage et le lopin sont en contact très fort, la vitesse tangentielle des outillages est la même que celle du lopin. Avec une vitesse de rotation des rouleaux de 10,5 tour/min et suite aux calculs on peut estimer que le lopin tourne de 1° en environ 0,0007s. Dans le cas des deux simulations, le lopin tourne environ 0,7° pendant 0,0005s ; tandis qu'il tourne de 27° pendant 0,02s, ce dernier étant bien éloigné de la limite acceptable.



Variation du volume du lopin lors de la simulation  
( $mm^3$ )

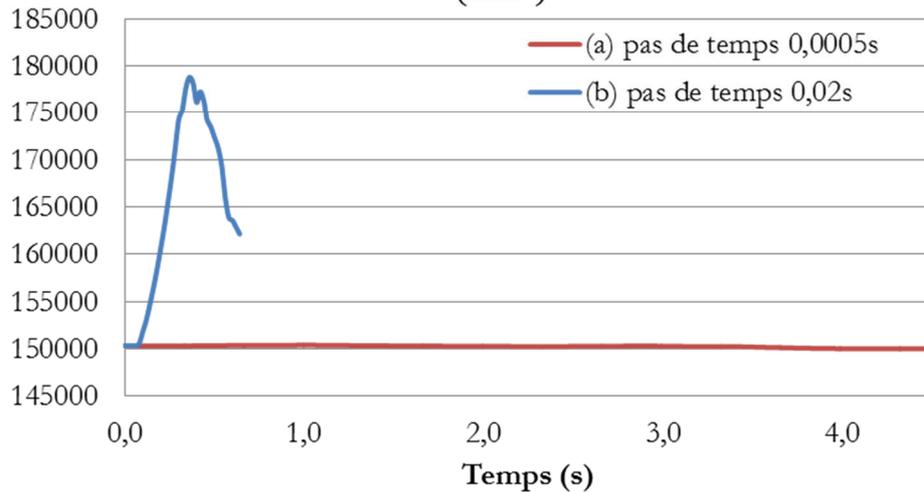


Figure 2-19 – Variation du volume du lopin selon le pas du temps (a) 0,0005s et (b) 0.02s

### 2.4.3 Distance de pénétration (Dpen)

Deux simulations ont été mises en place avec une mise en données identique à l'exception de la distance de pénétration (Dpen). La distance de pénétration permet de régler la fraction de pénétration du lopin dans les outillages par rapport à la taille de maille, il a donc un rôle important au contact outil/lopin. D'une part une simulation avec la valeur du paramètre par défaut de Transvalor :  $Dpen = 0,01$  de la taille de maille du lopin, et d'autre part, une valeur plus importante  $Dpen = 0,1$ .

Les résultats des simulations ont montré des différences, aussi bien au niveau de la géométrie de la pièce que des efforts. On commence par une analyse de la somme des surfaces de la pièce en contact avec les outils et ensuite une analyse concernant la géométrie de la pièce laminée en fin du cycle de laminage.

La somme des surfaces de la pièce en contact avec les outils est présentée en Figure 2-20. Pendant le cycle de laminage, il y a en moyenne un écart de 65%. On peut observer que l'allure des courbes n'est pas la même à partir d'environ 1,3s, c'est-à-dire pendant la phase d'étirement de la réduction du corps de bielle (N2). Vers 3,3s, lors de la phase d'étirement de la réduction de la tenue (N1), se trouve le maximum des surfaces en contact pour la simulation (b). L'analyse de la courbe d'effort tangentiel montre au même instant un pic d'effort tangentiel.

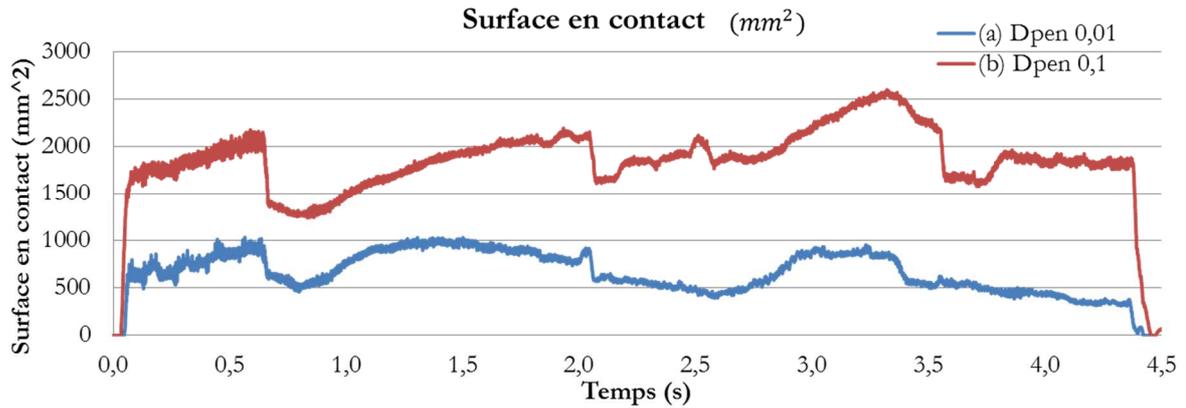


Figure 2-20 – Surface en contact selon la distance de pénétration (a)  $D_{pen} = 0,01$  et (b)  $D_{pen} = 0,1$

Pour illustrer la différence de résultat, les pièces laminées issues des simulations sont présentées en Figure 2-21. On peut observer une longueur de tenue plus courte pour la simulation (b)  $D_{pen} = 0,1$  ainsi qu'un phénomène de torsion plus important. La variation du volume de la pièce lors des simulations a été analysée ; il n'y a pas de différences significatives 0,2% et 0,9% pour la simulation (a) et (b) respectivement.

Avec une distance de pénétration importante un phénomène de torsion élevé se produit dans la réduction de la tenue lequel s'éloigne du comportement de la pièce laminée dans la réalité. La valeur du paramètre par défaut est donc utilisée lors des simulations numériques de ces travaux de thèse.

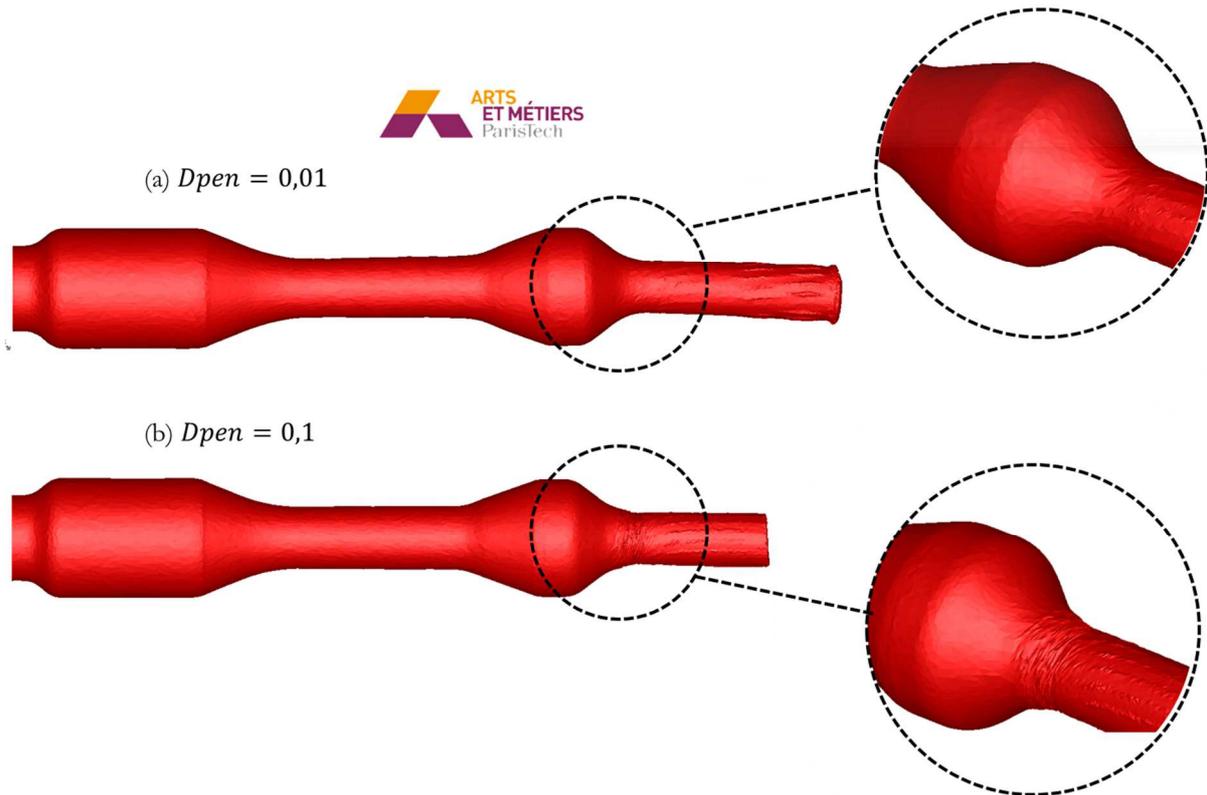


Figure 2-21 – Géométrie de la pièce laminée selon la distance de pénétration (a)  $D_{pen} = 0,01$  et (b)  $D_{pen} = 0,1$

#### 2.4.4 Type de fichier d'origine d'outillage

Deux simulations ont été mises en place avec une mise en données identique à l'exception du type de fichier d'origine d'outillage. Cela veut dire même géométrie d'outillage conçue avec le logiciel CAO ProENGINEER® (disponible dans l'entreprise Ateliers des Janves) ; mais pour une des simulations le fichier d'outillage généré a été exporté sous format .stl (a); tandis que pour la deuxième simulation il a été exporté sous format .stp (b). Pour cette analyse, la géométrie d'outillage utilisée est issue de l'outil d'aide à la conception COLT (Outillage « COLT »). Dans cette partie on ne s'intéresse qu'à l'analyse des paramètres numériques. Dans le chapitre 3 on rentrera dans le détail de la conception d'outillage avec l'outil d'aide à la conception COLT.

La Figure 2-22 illustre la qualité de la surface des outillages. Dans le cas (a), il est possible d'observer des facettes tout au long des coins de l'outillage et du plan de roulement du lopin dû à la polygonisation du cercle théorique. Ces facettes sont beaucoup moins prononcées dans le cas (b) où la surface est moins régulière.

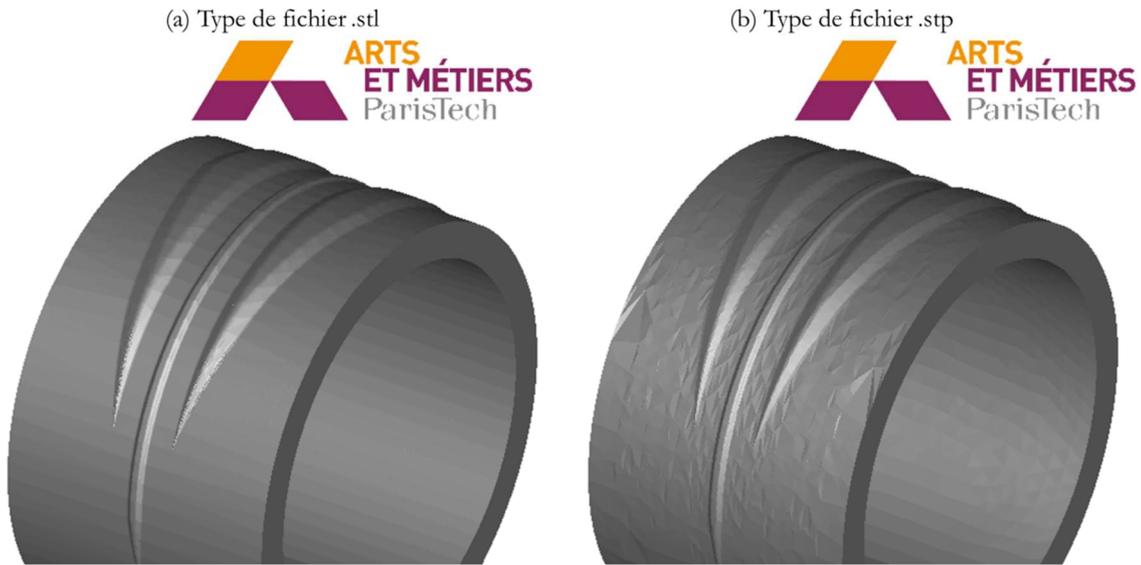


Figure 2-22 – Qualité de surface d’outil suivant le type de fichier généré par ProENGINEER® (a) type. stl et (b) type .stp

Les résultats des simulations ont montré que la qualité de surface de l’outillage a un impact sur les résultats. Après des analyses concernant la géométrie finale de la pièce et le comportement mécanique de la pièce en cours de laminage, des différences significatives ont été observées. Afin d’illustrer ces différences, la courbe de couple moteur est présentée comme exemple en Figure 2-23.

Il convient de rappeler qu’il s’agit de la même géométrie d’outillage. Les deux courbes comportent une succession de pics d’efforts, ceux-ci étant plus importants pour la simulation (a) (type. stl) spécialement au niveau de la réduction de la tenue. Pour la simulation (a) ces pics sont périodiques avec une durée d’environ 0,08s. En analysant les résultats de la simulation on observe que ces pics correspondent au passage d’une facette à l’autre. Dans la courbe de couple moteur on en observe 60, ce dernier étant également le nombre de facettes de l’outillage. Pour la simulation (b) (type. stl) les pics ne sont pas périodiques, étant donné que les facettes de l’outillage sont distribuées de façon plus aléatoire.

La qualité de la surface de l’outillage a un effet sur la forme de la pièce laminée et notamment un effet sur le phénomène de recouvrement (lorsque le coin va rencontrer les formes pré déformées par le coin du rouleau opposé). Etant donné la particularité de la tulipe formée lors de la formation de la tenue, la forme de cette tulipe pré-déformée par un des rouleaux a un impact sur l’effort nécessaire par le rouleau opposé pour la refermer. C’est pourquoi les différences du couple moteur des deux courbes sont plus importantes au niveau de cette réduction.

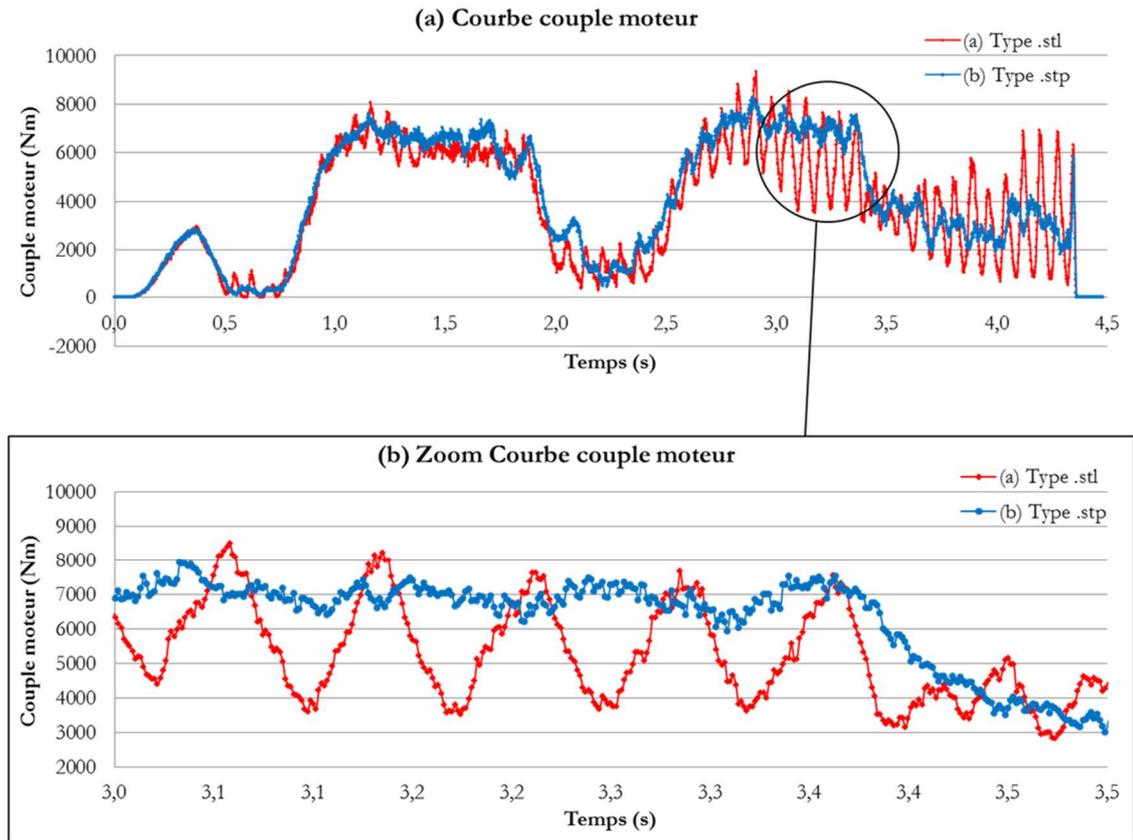


Figure 2-23 – Courbe de couple moteur des simulations selon le fichier d'outillage (a) type .stl et (b) type .stp

Les analyses ont montré l'importance de la qualité de surface d'outillage. Au moment d'exporter le fichier outil du logiciel CAO, soit ProENGINEER® ou CatiaV5®, il est nécessaire de définir les paramètres de plus haute précision. Par exemple, dans le cas du logiciel CatiaV5®, la précision du fichier STL à exporter dépend de la précision d'affichage de la pièce sur l'environnement *Part Design*. Les paramètres que l'on peut modifier sont la précision en 3D et la précision de courbes. Une bonne qualité de surface des outillages a été prise en compte pour les simulations réalisées lors des travaux de thèse, cela veut dire une précision des courbes à 0,2 et une précision en 3D active de 0,02mm (logiciel CatiaV5®).

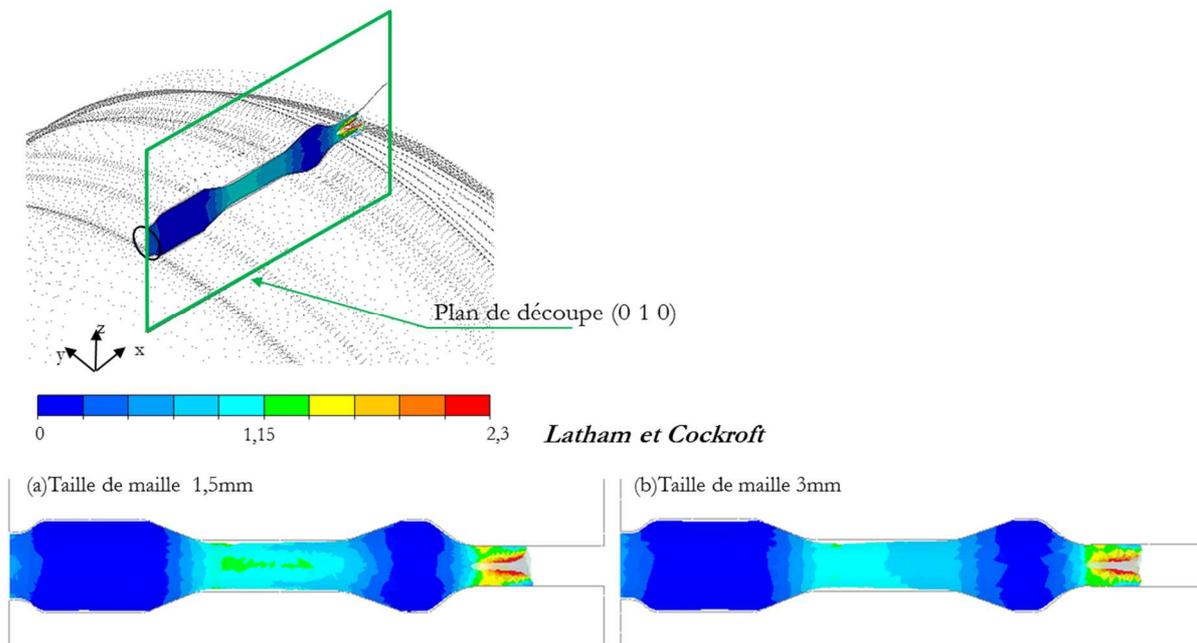
#### 2.4.5 Taille de maille du lopin

Deux simulations ont été mises en place avec une mise en données identique à l'exception de la taille de maille du lopin. Une première simulation avec (a) une taille de maille de 1,5mm et une deuxième simulation avec (b) une taille de maille de 3mm.

Une fois les simulations terminées, une première observation importante a été la durée du calcul avec un facteur de 5. Dans la même machine de calcul, les calculs (a), taille de maille de 1,5mm ont pris 5 jours et demi, tandis que la deuxième simulation a pris 1 jour. Les résultats de simulation ont montré des différences importantes surtout au niveau des efforts développés. Afin d'illustrer un exemple, l'analyse du critère d'endommagement Latham-Cockroft est présenté en Figure 2-24. Ce critère est important car il

permet d'identifier les zones de risque d'apparition de cavités internes. Ce dernier étant un défaut trouvé en conditions industrielles.

Un plan de coupe est placé sur l'axe de la pièce. La distribution du critère d'endommagement Latham-Cockroft a été analysée à la fin du cycle de laminage. On peut constater que la distribution du critère d'endommagement est différente selon la taille de maille. Dans la simulation (a), taille de maille plus faible, le critère est plus important au centre de la pièce, dans la réduction du corps de bielle, celui-ci étant bien l'endroit où les cavités internes se produisent dans la réalité. Les résultats de la simulation (b) ne sont pas représentatifs et ne permettent pas d'analyser le risque du défaut. On observe une répartition quasiment uniforme dans la section de la réduction.



#### 2.4.6 Vitesse de rotation des rouleaux

La vitesse tangentielle de laminage dépend de la vitesse tangentielle des rouleaux comme illustré en Figure 2-25. Cette dernière dépend de la vitesse de rotation et du rayon des outillages.

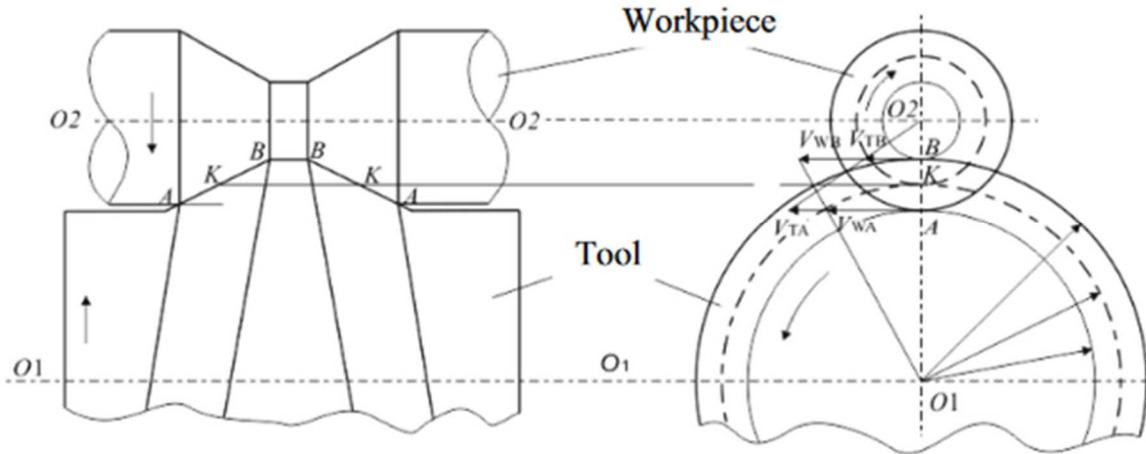


Figure 2-25 – Relation vitesse tangentielle de l'outilage et vitesse tangentielle de laminage [3]

Comme expliqué dans le chapitre 1 les outillages sont relavés (réusinés) à la fin du cycle de vie pour refaire une nouvelle géométrie, l'épaisseur de l'outilage est réduite de 2mm à chaque relavage (voir schéma de la Figure 2-26). Une étude numérique est réalisée afin d'analyser l'impact de la variation de la vitesse tangentielle de laminage en faisant varier uniquement la vitesse de rotation des rouleaux dans le modèle de simulation. Pour réaliser cette étude, deux simulations ont été mises en place avec une mise en données identique à l'exception de la vitesse de rotation des rouleaux. D'une part, une simulation avec la vitesse réelle des rouleaux en production : 10,5 tour/min. D'autre part, une simulation avec une vitesse de rotation plus importante de 15 tour/min.

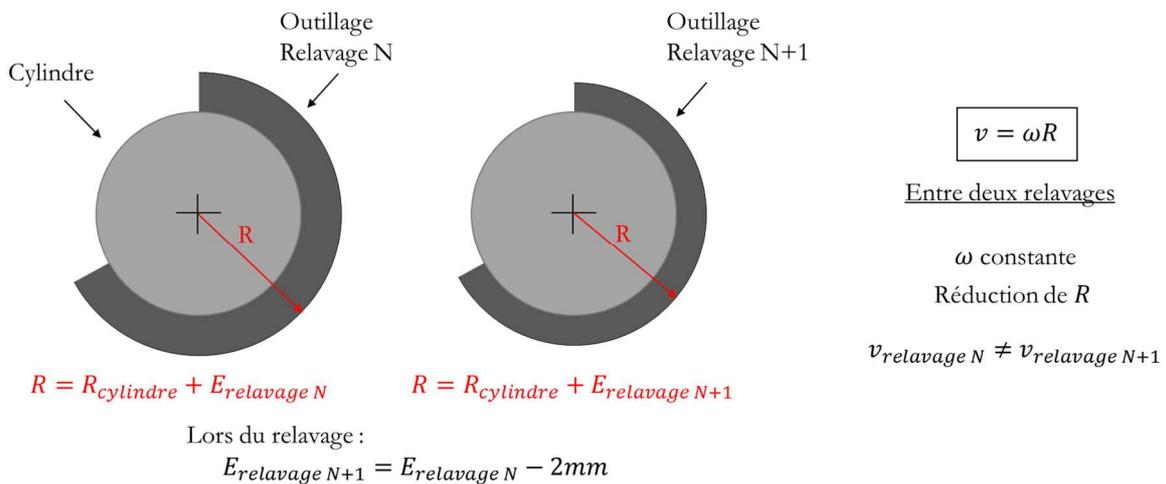


Figure 2-26 – Schéma de l'évolution de la vitesse tangentielle des outillages selon le relavage

Les résultats obtenus ne montrent pas de différences significatives au niveau de la géométrie de la pièce obtenue, des efforts développés en cours de laminage ou des défauts (tels que cavités internes, spirilage et rectitude).

### 2.4.7 Coefficient de frottement

Les phénomènes tribologiques jouent un rôle majeur dans la stabilité du procédé. Lors de l'étude préliminaire de la mise en données de la simulation, Transvalor a guidé l'entreprise Ateliers des Janves dans le choix de la loi de frottement la plus adaptée pour le procédé de laminage transversal. La loi du type « viscoplastique » semble être celle qui permet de mieux représenter le contact entre le lopin et les outillages. Elle est décrite dans l'équation (13) et elle est bien utilisée dans le modèle numérique. Les deux paramètres à définir par l'utilisateur sont :  $P_f$ , la sensibilité à la vitesse de glissement et  $\alpha$ , le coefficient de friction. La valeur du premier paramètre est définie par défaut pour les aciers et la valeur du deuxième paramètre est généralement comprise entre 0,1 et 2.

Il semble important de rappeler au lecteur les hypothèses du modèle numérique : un frottement uniforme et constant sur toute la surface de l'outillage, l'effet des zones striées étant modélisé géométriquement. La représentation de ces zones par un frottement équivalent nécessiterait l'introduction d'un frottement anisotrope.

Dans le cadre de cette étude, en plus du modèle numérique de référence, deux simulations ont été mises en place avec une mise en données identique à l'exception du coefficient de frottement : une première simulation avec un coefficient de frottement faible  $\alpha = 0,5$  et une deuxième simulation avec un coefficient plus fort  $\alpha = 1,5$ . Le coefficient de friction  $\alpha$  du modèle numérique de référence est compris entre ces deux valeurs (0,5 et 1,5).

Les résultats ont montré des différences significatives. Pour la simulation (a)  $\alpha = 0,5$  la pièce laminée ne se forme pas correctement. Au bout de 1,3s dans la phase d'étirement du coin N2 (corps de bielle) une forte striction se produit au centre de la réduction, comme illustré dans la Figure 2-27. Quand la pièce en cours de laminage glisse au lieu de tourner, la section transversale n'est pas correctement formée. Cette instabilité provoque un effort axial important en comparaison avec les efforts radial et tangentiel, la pièce étant sollicitée en traction. La striction apparaît dans la section la plus faible, dès que la contrainte axiale est supérieure à la limite élastique du matériau pendant le laminage.

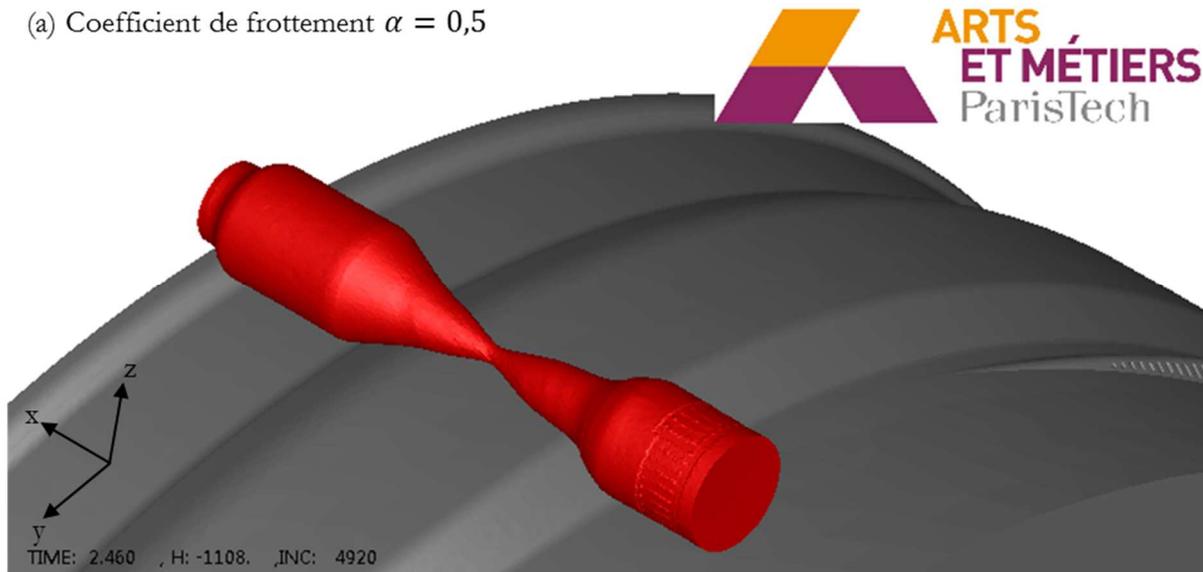
(a) Coefficient de frottement  $\alpha = 0,5$ 

Figure 2-27 – Forme de la pièce laminée à l’instant  $t=2,46s$  de la simulation avec un coefficient de frottement  $\alpha = 0,5$

Concernant les résultats des simulations (b)  $\alpha = \text{valeur de référence}$  et (c)  $\alpha = 1,5$ , des différences de comportement sont observées, néanmoins elles sont moins flagrantes que celles de la simulation ((a)  $\alpha = 0,5$ ). La Figure 2-28 contient les géométries des pièces laminées issues des simulations. Dans les deux cas, la pièce est laminée jusqu’au bout. Quelques différences au niveau de la géométrie sont décrites ci-après. Pour le cas ((b)  $\alpha \text{ réf}$ ) le phénomène de spirilage est reproduit tel qu’il apparaît dans la réalité, pour la simulation ((c)  $\alpha = 1,5$ ) le phénomène n’est pas observé. Avec ce dernier coefficient, un phénomène de torsion est observé au niveau de la tenue, celui-ci étant bien plus important que dans la réalité. D’autres phénomènes analysés étant plus importants pour la simulation (b) par rapport à la réalité concernent le défaut de rectitude ou le phénomène de conicité dans la réduction du corps de bielle (N2).

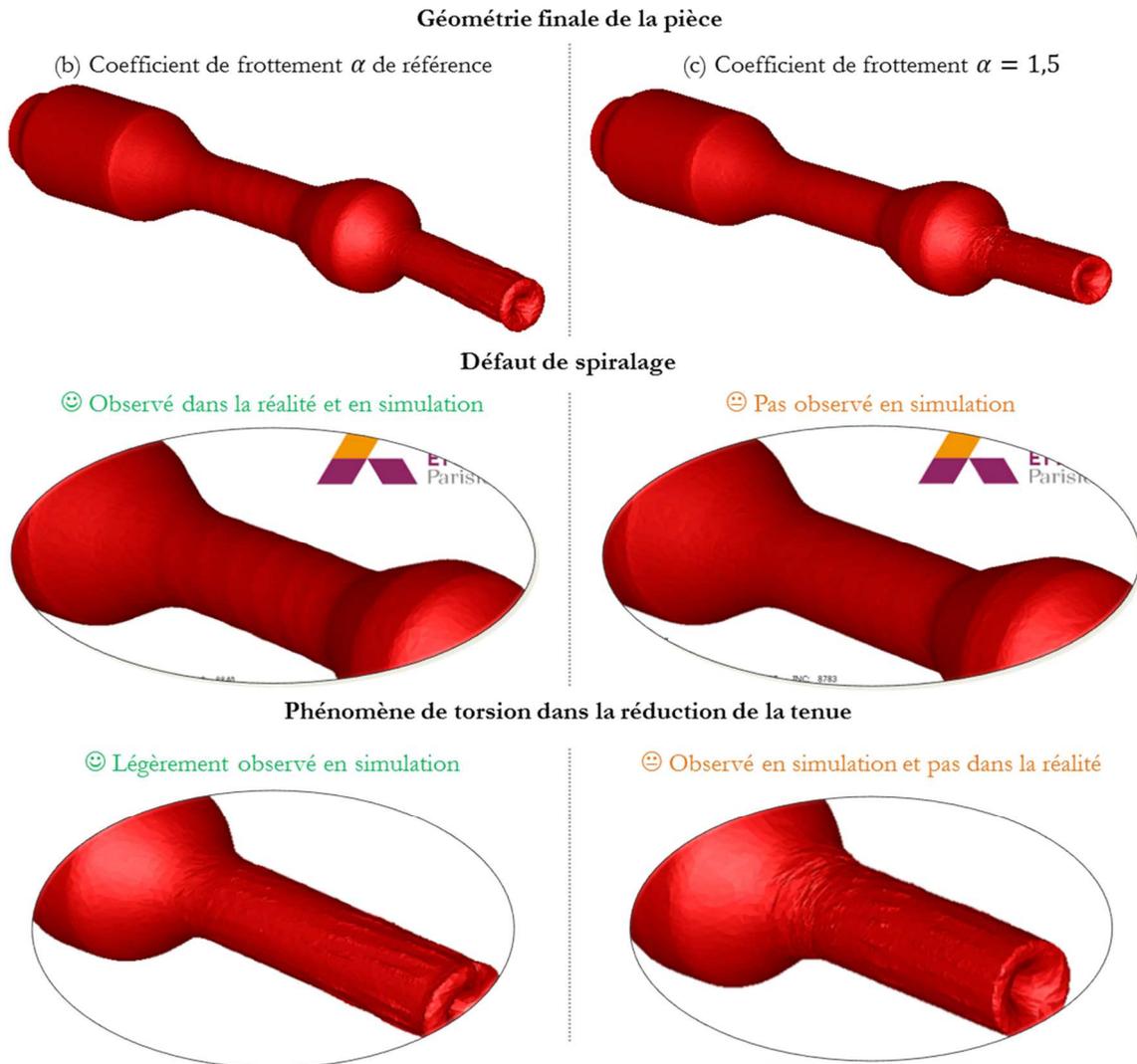


Figure 2-28 – Géométrie finale de la pièce des simulations avec un coefficient de frottement de (b)  $\alpha$  référence et (c)  $\alpha = 1,5$

Les courbes d'effort tangentiel ont été également analysées, elles sont présentées en Figure 2-29 avec la géométrie des lopins à différents instants du cycle de laminage. On peut observer le même comportement pour la réduction centrale et des efforts globalement plus importants pour la simulation avec le coefficient de frottement le plus grand (c). Au niveau du corps de bielle l'effort semble être plus important tout au long de la phase d'étirement. Au niveau de la réduction de la tenue, la courbe (c) ne comporte pas les caractéristiques types. Un pic d'effort important, à l'instant 3,3s, est observé dans la phase d'étirement suivi d'une descente. En comparant les géométries des lopins (b) et (c) à cet instant, on peut observer les différences au niveau de la tenue. Dans le cas (c) la « tulipe » a une forme plus ovale, l'effort nécessaire pour la faire tourner et la refermer étant plus important par rapport au lopin (b) avec une forme plus circulaire. Il faut noter que le comportement lors de la formation de la tenue est lié au comportement des réductions précédentes (corps de bielle et centrale), donc une différence dans le phénomène de conicité, par exemple,

a un impact sur la taille et longueur de la tenue. Un effet direct du frottement et un effet d'accumulation est identifié.

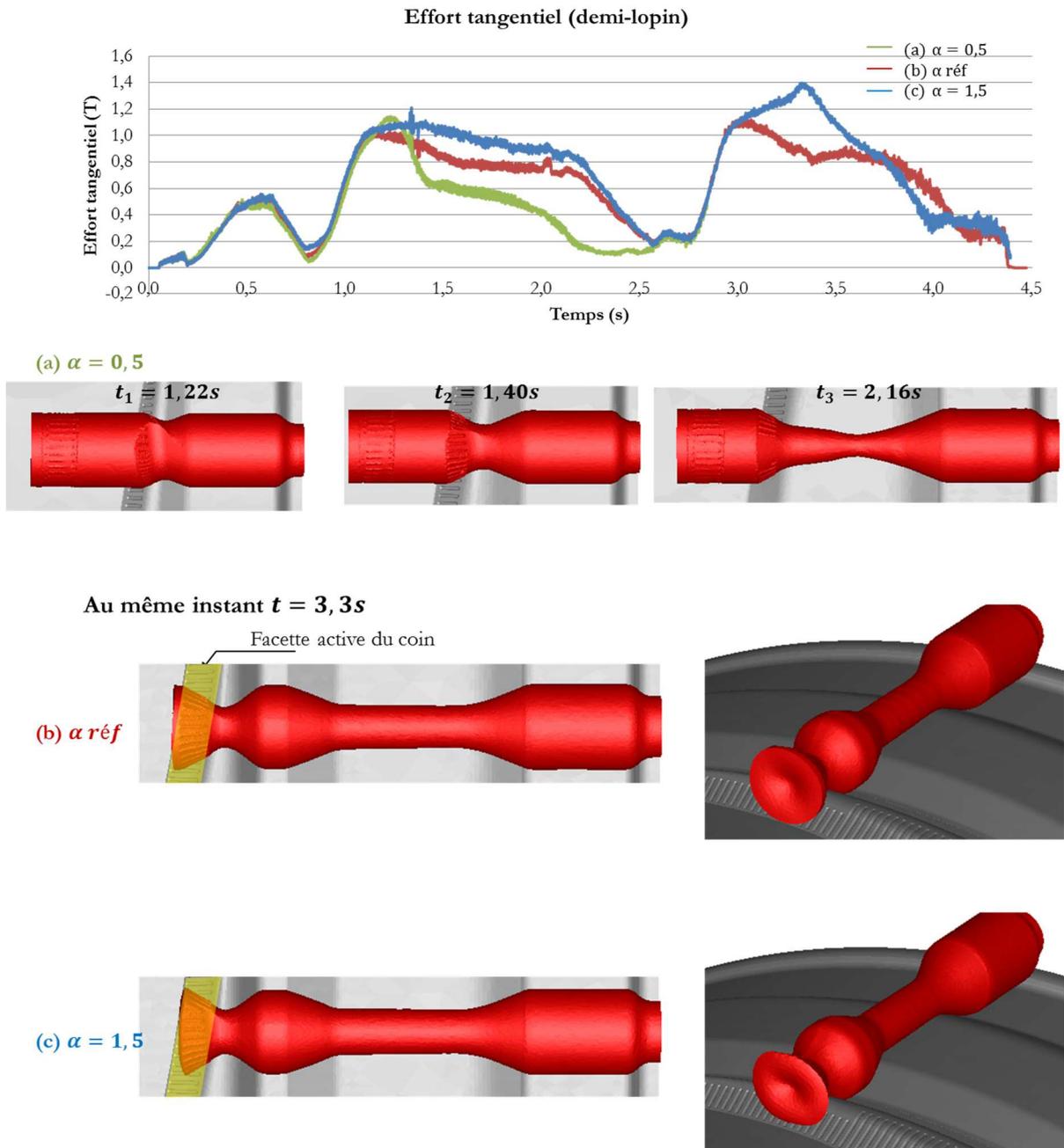


Figure 2-29 – Courbes d'effort tangentiel des simulations avec un coefficient de frottement de (a)  $\alpha = 0,5$ , (b)  $\alpha$  référence et (c)  $\alpha = 1,5$

En conclusion, le coefficient de frottement est un paramètre clé pour le bon déroulement de la simulation numérique. En accord avec les résultats de l'étude préliminaire, un coefficient faible signifie l'apparition d'un défaut de striction important dans la réduction du corps de bielle (N2). En revanche, un coefficient important signifie l'apparition d'un phénomène de torsion, ce dernier ayant un impact sur des défauts de surface du produit final. Certaines caractéristiques géométriques observées dans les pièces

laminées en industrie sont également affectées par le coefficient de frottement (spiralage, phénomène de conicité, défaut de rectitude). En réalité, les conditions de frottement évoluent au cours de la vie de l'outillage.

#### 2.4.8 Température initiale du lopin

La température initiale du lopin a une influence sur la résistance à la déformation et sur les contraintes de contact de roulement [3]. Deux simulations ont été mises en place avec une mise en données identique à l'exception de la température initiale du lopin afin d'observer son impact sur la stabilité du procédé. Une première simulation avec une température initiale de 1250°C (a) et une deuxième simulation avec une température initiale de 1150°C (b).

A travers la température sont étudiés deux effets des échanges thermiques (une température plus basse étant associée à des échanges plus faibles avec les outillages) et l'effet de la contrainte d'écoulement du matériau. L'étude de l'effet séparé de chaque paramètre de la loi de comportement de Hansel Spittel n'a pas été conduite du fait du grand nombre de paramètres.

Les courbes résultantes d'effort tangentiel sont présentées en Figure 2-30. Pour une température plus faible (b) l'effort nécessaire pour déformer la pièce est plus important. Ce comportement étant classique pour un acier, la contrainte d'écoulement diminue avec la température, tout paramètre restant constant par ailleurs. Une température élevée de laminage diminue les efforts de mise en forme.

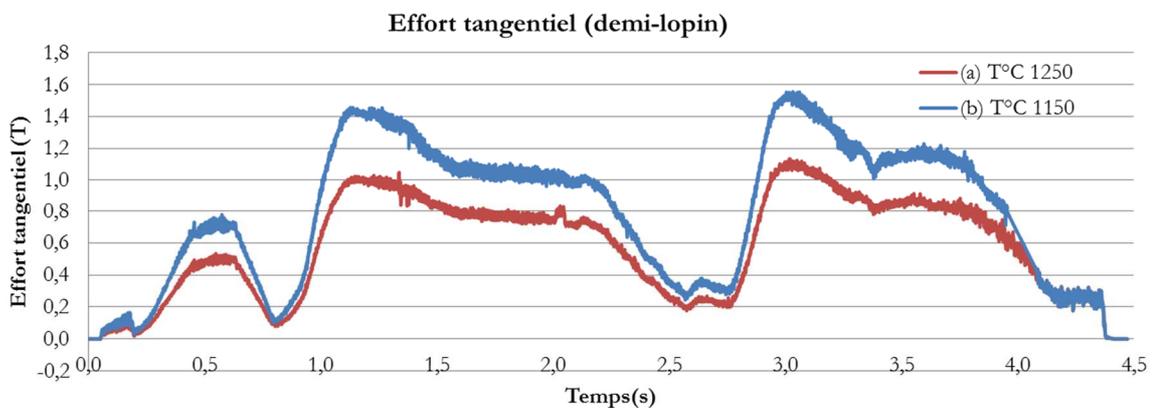


Figure 2-30 – Courbes d'effort tangentiel des simulations avec une température initiale du lopin de (a) 1250°C et (b) 1150°C

Ces résultats obtenus sont en accord avec les analyses faites par [3] (voir Figure 2-31), [4] et [5].

The tool contact stress under initial billet temperature variations

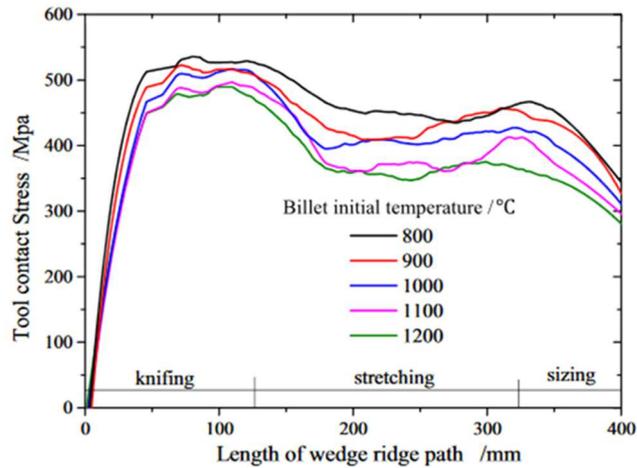


Figure 2-31 – Influence de la température de laminage sur les contraintes de contact à l'interface pièce/outil [3]

Du point de vue de l'outil, la température initiale du lopin peut avoir deux effets contraires [3]. D'une part, une température élevée favorise l'écoulement de la matière diminuant les contraintes de contact de roulement à l'interface pièce/outil et donc ralentissant l'apparition de l'usure. En revanche, une température trop élevée peut augmenter la température de l'outillage par des échanges thermiques plus importants, diminuant la dureté en surface de l'outil et favorisant l'apparition de l'usure.

#### 2.4.9 Coefficient d'échange thermique

Deux simulations ont été mises en place avec une mise en données identique à l'exception du coefficient d'échange thermique entre l'outil et le lopin. La valeur usuelle du coefficient proposée par Forge® est (a)  $h = 10^4 W/Km^2$ . Dans le cadre de cette étude, la valeur du coefficient a été modifiée à une valeur plus faible et ensuite à une valeur plus élevée : (b)  $h = 10^2 W/Km^2$  et (c)  $h = 10^6 W/Km^2$  afin d'observer l'influence sur les résultats.

Les résultats obtenus sont pratiquement identiques. Il n'y a pas de différences significatives au niveau des efforts développés en cours de laminage. De même, les géométries des pièces obtenues à la fin du cycle sont identiques ainsi que les courbes de couple moteur. Concernant la température en fin de laminage, les écarts sont faibles de 20° à 30°C. Ceci vient de la durée de contact très faible entre le lopin et l'outil et de son aspect localisé.

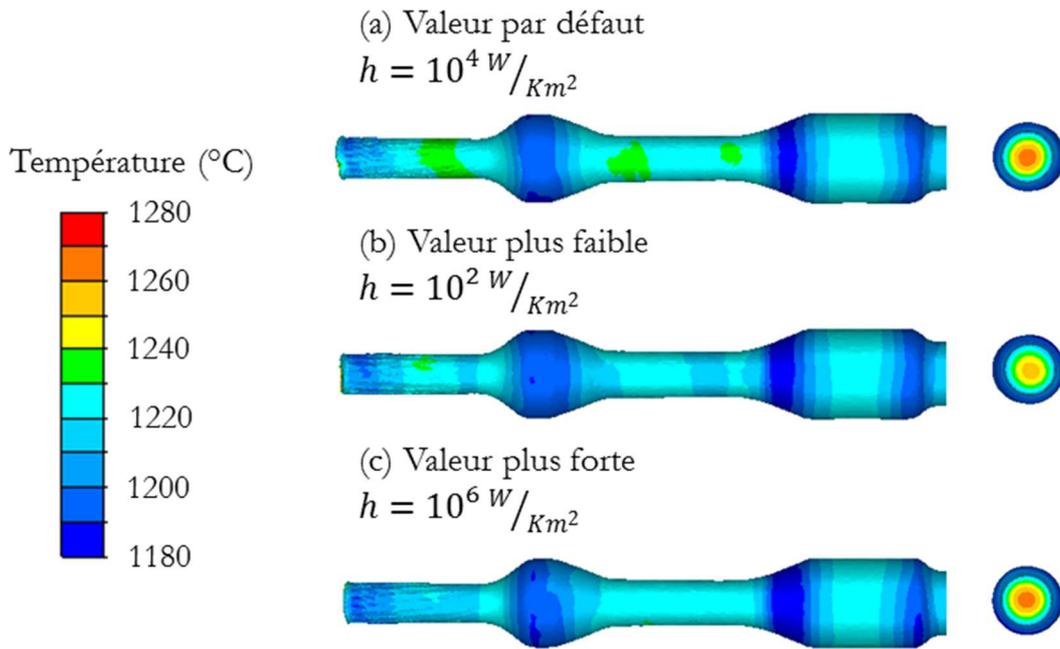


Figure 2-32 – Température en surface en fin de laminage pour un coefficient d'échange thermique  $h$  ( $\text{W/Km}^2$ ) (a)  $10^4$ , (b)  $10^2$  et (c)  $10^6$

Ces résultats sont en accord avec les analyses faites par [6]. Ils ont montré un impact faible de la température des outillages sur la température au cœur de la pièce en cours de laminage.

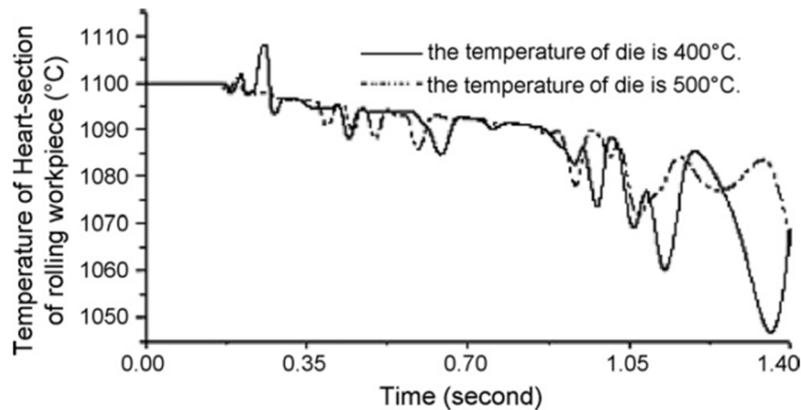


Figure 2-33 – Analyse de la température au centre de la pièce en cours de laminage en fonction de la température initiale des outillages [6]

#### 2.4.10 Conclusions

Jusqu'à aujourd'hui la simulation numérique du laminage transversal est utilisée avec précaution dans la mesure où son pouvoir prédictif et sa robustesse n'ont été que partiellement établies. Dans ce contexte, une étude paramétrique a été réalisée dans le but d'évaluer le modèle numérique vis-à-vis de sa sensibilité aux paramètres numériques et du procédé. Les paramètres numériques concernent : le pas de temps, la distance

de pénétration, la machine de calcul et la version du logiciel, le type de fichier d'origine d'outillage et la taille de maille du lopin. Concernant les paramètres du procédé, l'étude concerne : la vitesse de rotation, le coefficient de frottement et le coefficient d'échange thermique. La sensibilité de chaque paramètre a été étudiée indépendamment, l'interaction entre les paramètres ne faisant pas partie de l'étude.

Les résultats de cette étude sont synthétisés dans le Tableau 2-4.

<b>Paramètres (numériques, procédé) ayant un impact significatif</b>	
<b>Paramètre</b>	<b>Commentaires</b>
Pas de temps	Paramètre numérique essentiel pour la stabilité des calculs, autrement le volume du lopin augmente empêchant le déroulement du laminage.
Distance de pénétration	Avec une distance de pénétration importante un phénomène de torsion élevé se produit dans la réduction de la tenue lequel s'éloigne du comportement de la pièce laminée dans la réalité.
Type de fichier d'origine d'outillage	Avec une surface d'outillage facétisée on observe une oscillation importante des couples de laminage.
Taille de maille du lopin	L'analyse du critère d'endommagement Latham-Cockroft a montré qu'avec une taille de maille importante, les résultats ne sont pas représentatifs du phénomène de cavités internes observé dans la réalité. Néanmoins, une taille de maille très faible augmente le temps de calcul significativement.
Température initiale du lopin	Ce paramètre a un impact sur les couples de laminage tout au long de l'opération. La charge maximale nécessaire pour déformer la pièce est plus importante quand la température de laminage est plus basse.
Coefficient de frottement	Le frottement joue un rôle majeur dans la stabilité du procédé. Les résultats des simulations montrent qu'un coefficient de frottement faible produit un phénomène de striction important dû au glissement. En revanche, un coefficient de frottement élevé produit un phénomène de torsion important pouvant lui-même favoriser la striction.
<b>Paramètres (numériques, procédé) n'ayant pas, ou très peu, d'impact significatif</b>	
Machine de calcul et version du logiciel	
Vitesse de rotation des rouleaux	
Coefficient d'échange thermique	

Tableau 2-4 – Synthèse des résultats de l'étude paramétrique

Pour compléter l'évaluation du modèle numérique, son potentiel prédictif doit être confronté à des mesures expérimentales. Cette analyse est présentée dans la partie suivante.

Evaluer la robustesse du modèle numérique est essentiel pour intégrer la simulation numérique dans le processus de développement des nouveaux outillages et pour améliorer la compréhension des phénomènes physiques ayant une influence sur la stabilité du procédé.

## 2.5 Confrontation simulation-expérimentation

Afin de valider le potentiel prédictif de la simulation numérique, il est intéressant de confronter les résultats numériques avec des résultats expérimentaux. Pour atteindre cet objectif, une simulation avec la CAO de l'outillage en cours de production (outillage « ADJ ») a été lancée avec la mise en données du modèle de référence présentée en Tableau 2-1 (Pag. 73). La modélisation a été ensuite validée en confrontant d'une part la géométrie de la pièce laminée issue de la simulation avec une pièce réelle fabriquée en production ; et d'autre part, les couples de laminage simulés avec ceux mesurés sur la ligne de production industrielle. Dans le but de négliger les défauts d'usure d'outillage, les mesures ont été réalisées le plus tôt possible dans le cycle de vie d'outillage, compte tenu de la disponibilité de la ligne de production.

### 2.5.1 Résultats numériques

La courbe de couple moteur obtenue en simulation pour la pièce complète (c'est-à-dire 2x demi-pièce) est présentée en Figure 2-34. Comme expliqué précédemment, les caractéristiques de la courbe de couple moteur sont les mêmes que les caractéristiques décrites dans la section 2.3.2 (Phases clés du procédé) concernant la courbe d'effort tangentiel à l'interface pièce/outil. C'est pourquoi la description de la courbe n'est pas refaite ici.

Les trois lobes sont observés, chacun correspond à une des réductions de la pièce, le premier lobe correspondant à la réduction centrale, le deuxième lobe correspondant à la réduction du corps et le troisième lobe correspondant à la réduction de la tenue. Une légère montée du couple est observée tout au début du cycle de laminage, correspondant à l'entraînement en mouvement du lopin au passage par la zone striée de l'outillage.

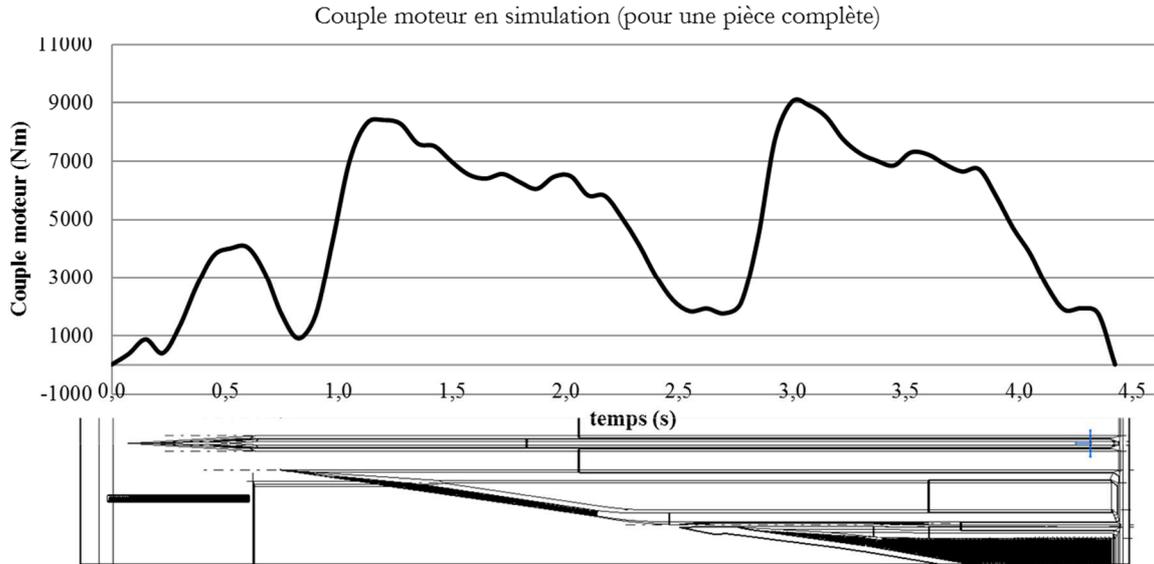


Figure 2-34 – Couple moteur en simulation d'un cycle de laminage de la pièce complète

### 2.5.2 Résultats expérimentaux

En conditions industrielles, le couple moteur a été mesuré avec l'outillage « ADJ » conçu à partir de la même CAO utilisée pour les simulations. Les mesures ont été réalisées le 24 février 2016, soit 9 jours après son démarrage en production, l'outillage avait laminé un total de 58130 pièces depuis sa mise en service. Le couple moteur a été mesuré au niveau du variateur de fréquence. Les données ont été exportées et traitées avec le logiciel KEB COMBIVIS 5® développé par le fabricant du variateur. La Figure 2-35 présente 5 cycles de laminage successifs en conditions industrielles. Ces courbes permettent d'observer les variations d'un cycle à l'autre. Les courbes expérimentales ont les mêmes caractéristiques que les courbes en simulation. Trois lobes correspondant aux trois réductions de diamètre. Chaque lobe avec les trois stades correspondant aux zones du coin : pénétration, étirement et calibrage. On observe un pic important de couple au début du cycle de laminage. Ce pic correspond à l'entraînement en mouvement du lopin au passage par la zone striée de l'outil.

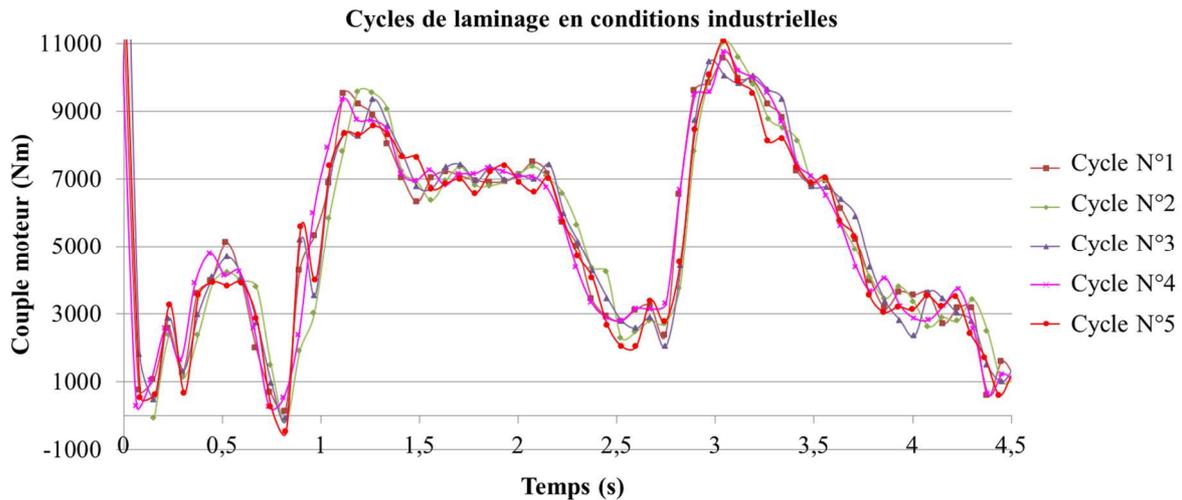


Figure 2-35 – Couple moteur en conditions industrielles de 5 cycles de laminage

Pour analyser la géométrie de la pièce laminée issue de la simulation numérique, celle-ci a été confrontée qualitativement à trois pièces laminées prélevées le jour des mesures expérimentales. La confrontation des pièces industrielles entre elles permettra d'obtenir une idée des dispersions générées par le processus d'analyse géométrique. Il concerne les dimensions de la pièce et la présence ou non de défauts.

### 2.5.3 Discussions confrontation expérimentation-simulation

#### 2.5.3.1 Géométrie de la pièce laminée

Cette analyse commence par une confrontation qualitative de la géométrie de la pièce laminée en simulation et trois pièces réelles fabriquées en industrie. On commence par présenter les pièces en Figure 2-36 et par faire un récapitulatif des observations. Après, ces observations sont analysées et détaillées.

Premièrement, on observe que la longueur de la tenue est plus importante en simulation que dans le cas des pièces réelles. Cependant, la longueur de la tenue n'est pas constante en conditions industrielles. Il existe des variations entre les pièces réelles. De plus, la longueur des tenues n'est pas symétrique pour la même pièce. Ce constat est important, car dans la simulation le procédé est considéré symétrique. Cette hypothèse n'est donc pas confirmée pour les cas réels, au moins, pour ce qui concerne la formation des tenues. Enfin, on observe tant pour la pièce simulée que pour les pièces réelles la tulipe à l'extrémité de la pièce, l'effet conique de la réduction du corps de bielle, un marquage en spirale dans la réduction du corps de bielle et le défaut de rectitude.

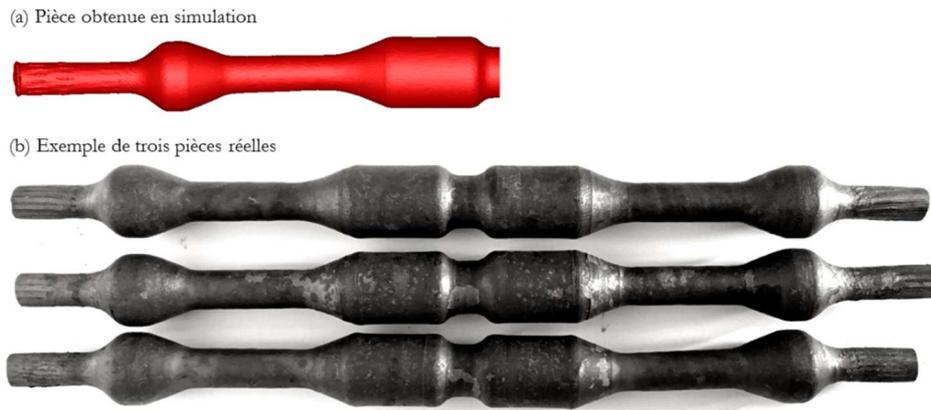


Figure 2-36 – Confrontation entre (a) pièce laminée issue de la simulation et (b) trois pièces réelles

On commence par une analyse de la longueur de la tenue (voir Figure 2-37). Comme la pièce laminée en simulation est chaude et les pièces réelles sont froides, la longueur des tenues a été analysée en tenant compte de l'expansion thermique.

- Les tenues sur les pièces réelles ont une longueur moyenne de l'ordre de 45mm. Les variations de la longueur de la tenue entre deux pièces industrielles varient d'environ 12mm.
- En simulation la tenue a une longueur de l'ordre de 60mm. Cette longueur importante n'est pas attribuée à l'augmentation de volume numérique. Les analyses précédentes (voir Figure 2-4) ont prouvé qu'en fait une perte de volume se produit, celle-ci étant d'environ 0,2%.

Il faut signaler également que le diamètre moyen de la réduction de la tenue est légèrement plus faible que celui des pièces réelles, l'écart étant d'environ 2,5%. Dans la section 2.3.1 (Géométrie de la pièce finale issue de la simulation), une explication a été proposée pour expliquer cette longueur importante. Un phénomène de conicité dans la réduction du corps de bielle lequel a un impact sur la quantité de matière restant pour former la tenue.

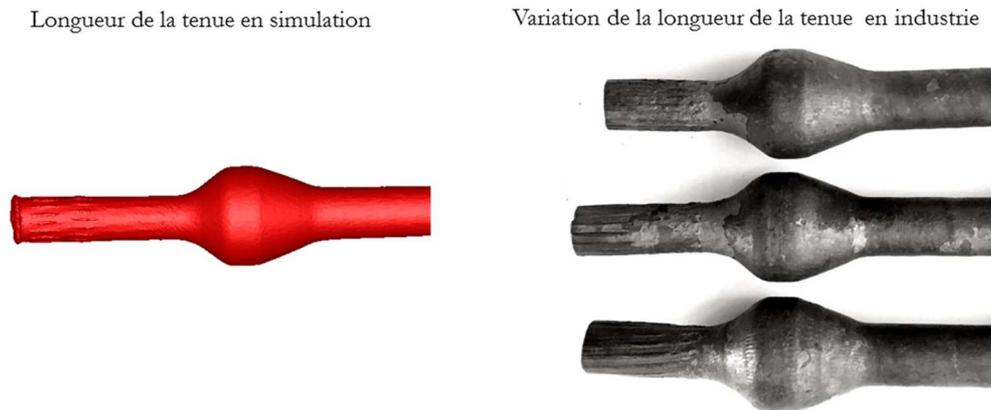


Figure 2-37 – Exemple de variations de longueur de la tenue

Ce phénomène de conicité dans la réduction du corps de bielle est également observé dans les pièces réelles. Néanmoins, il est plus important en simulation que dans la réalité comme illustré sur la Figure 2-38. En simulation, une différence de diamètre d'environ 1mm a été observée. En termes de quantité de matière, celle-ci correspond à une longueur de tenue d'environ 3mm. Dans les mesures réelles, cette différence de diamètre est de l'ordre de 0,35mm correspondant à une longueur de tenue d'environ 1mm.

D'après les observations en industrie, ce phénomène de conicité a une tendance à diminuer au fur et à mesure du cycle de vie d'outillage. Le phénomène est plus important au début du cycle de vie de l'outillage (outillage neuf) et moins important à la fin du cycle de vie (outillage usé). Ce sujet est traité ultérieurement dans le chapitre 4.

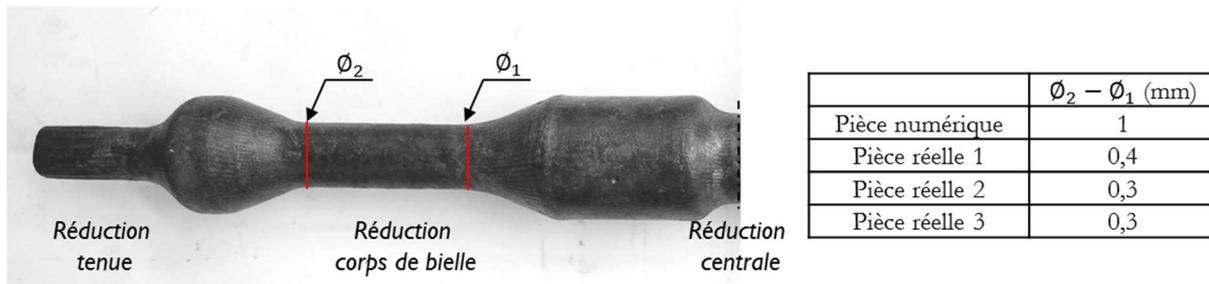
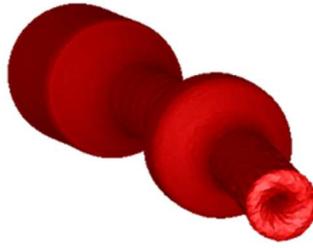


Figure 2-38 – Phénomène de conicité en simulation et dans la réalité

La forme de tulipe à l'extrémité de la pièce est observée en simulation et dans plusieurs pièces industrielles sur la Figure 2-39. On peut observer que cette forme a les mêmes caractéristiques d'une pièce à l'autre mais elle n'est pas identique.

Effet tulipe en simulation



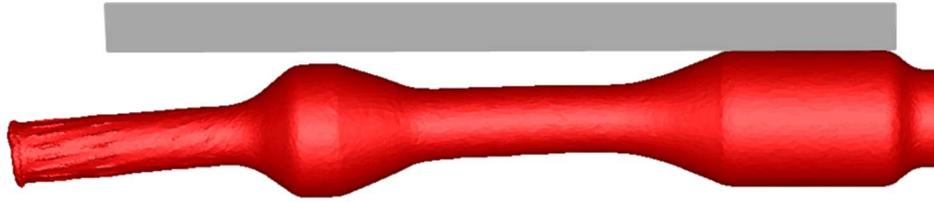
Effet tulipe en industrie



Figure 2-39 – Forme de tulipe à l'extrémité de la pièce en simulation et dans la réalité

Le défaut de rectitude de la pièce laminée est également observé dans la réalité comme illustré sur la Figure 2-40. Les observations industrielles montrent que ce défaut apparaît également lors de la formation de la réduction de la tenue. Ce comportement est observé dans la simulation, tel que ça a été montré sur la Figure 2-7 de la section 2.3.1 (Géométrie de la pièce finale issue de la simulation). Néanmoins certaines différences importantes, par rapport au comportement en industrie, doivent être citées. En industrie, le défaut de rectitude se restreint à la tenue, tandis qu'en simulation le défaut résultant est réparti sur toute la longueur du laminé, commençant pratiquement au début de la réduction du corps de bielle. Cet effet est probablement dû à la longueur de la tenue très importante en simulation. En industrie, ce défaut de rectitude n'est pas nécessairement symétrique, tandis qu'en simulation étant donné son caractère symétrique, le défaut de rectitude est symétrique.

Défaut de rectitude en simulation



Défaut de rectitude en industrie

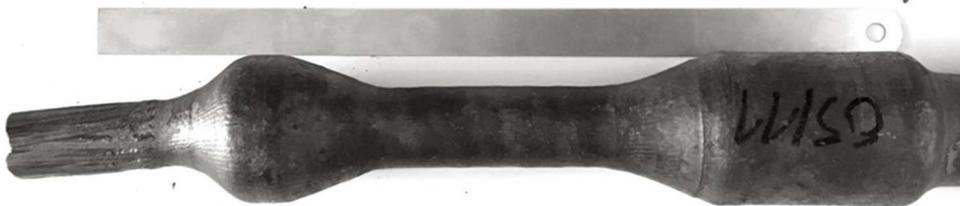


Figure 2-40 – Défaut de rectitude en simulation en dans la réalité

Les observations mettent en évidence un marquage en spirale, appelé *spiralage*, lequel est observé en simulation et dans la réalité. Ce défaut est illustré sur la Figure 2-41. Ce défaut apparait en surface dans la réduction du corps de bielle et il est difficile à caractériser quantitativement. En conditions industrielles ce défaut est acceptable s'il est de faible amplitude et ne provoque pas de repli lors de l'estampage.

Défaut de spiralage

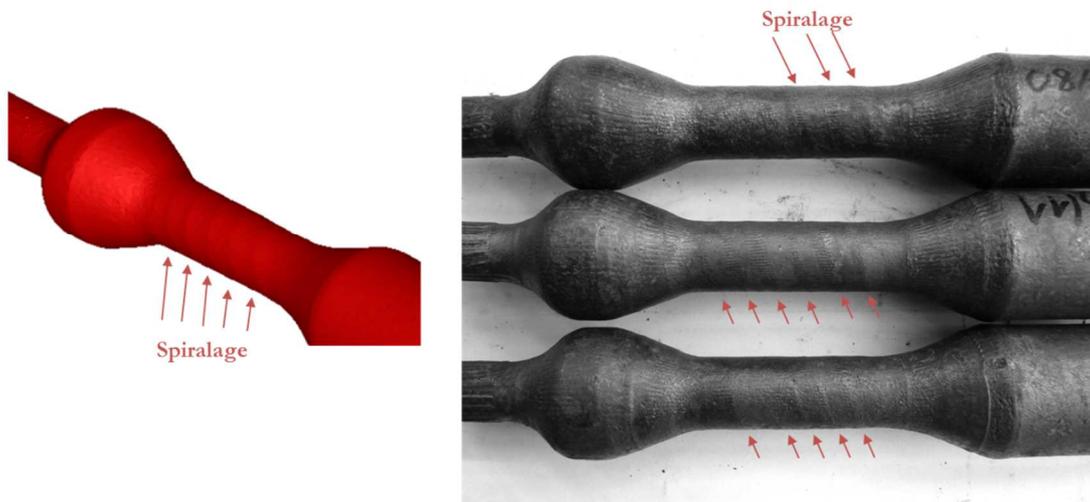


Figure 2-41 – Défaut de spiralage en simulation et dans la réalité

Les résultats en simulation sont de manière globale et, au moins qualitative, en accord avec les observations industrielles. Une pièce laminée avec trois réductions de diamètre est obtenue en simulation. Cette pièce numérique comporte un défaut de spiralage dans la réduction du corps de bielle et une forme de tulipe à l'extrémité, ceux-ci étant des phénomènes caractéristiques du procédé de laminage transversal. Le phénomène de conicité dans la réduction du corps de bielle ainsi que le défaut de rectitude sont également observés en simulation bien qu'apparemment amplifiés.

Le défaut de conicité plus important en simulation a un impact sur la quantité de matière restante pour former la réduction de la tenue. En simulation, cette quantité de matière est plus importante, ce qui cause une augmentation de la longueur de la tenue. Cette longueur importante cause à la fois des instabilités à la fin de la phase d'étirement de la réduction de la tenue, provoquant un défaut de rectitude important.

Avant de proposer des hypothèses pour expliquer les différences observées, la courbe de couple moteur est analysée et confrontée.

### **2.5.3.2 Courbe couple moteur**

La Figure 2-42 présente la confrontation des couples de laminage en simulation et en conditions industrielles. Le calage des courbes a été effectué par la méthode de moindres carrés dans l'axe  $x$  (temps) pour avoir un meilleur ajustement temporaire des cycles.

On commence par remarquer que la courbe en simulation comporte les mêmes caractéristiques que les courbes expérimentales. On observe trois lobes, avec les différentes phases du laminage (pénétration, étirement et calibrage), correspondant à chacune des réductions de diamètre (centrale, corps de bielle et tenue).

La deuxième observation est qu'un premier pic de couple moteur est observé en début du cycle dans les mesures expérimentales. Une première hypothèse pour expliquer celui-ci serait un défaut d'entraînement en rotation du lopin en début de laminage. Ceci est dû au fait qu'en réalité le lopin arrive de l'inducteur et est mis en position à l'aide d'une butée, tandis qu'en simulation le lopin est parfaitement mis en position pour le laminage. Des variations de la position et de l'orientation du lopin peuvent exister d'un cycle de laminage à l'autre. Ces défauts initiaux seraient corrigés lors de la pénétration du coin central provoquant un pic de couple.

Les niveaux des couples sont satisfaisants pour les réductions centrale et du corps de bielle. L'erreur maximum en couple est inférieure à 10%, le couple étant légèrement sous-estimé par la simulation. Pour le coin de la tenue, formant l'extrémité de la pièce, le couple présente un écart de 16% environ. La simulation sous-estime le couple pour le début de l'action du coin et le surestime pour la deuxième partie. La durée de la formation de la tenue est plus longue en simulation car sa longueur est plus importante, comme discuté dans la section précédente du chapitre.

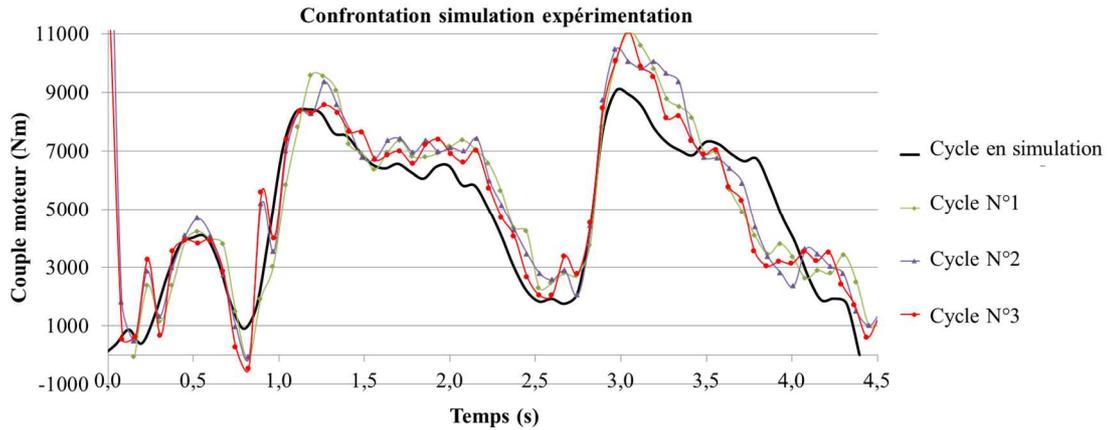


Figure 2-42 – Confrontation des couples de laminage simulés avec ceux mesurés sur la ligne de production industrielle

L'étude paramétrique du modèle numérique a mis en évidence que les deux paramètres « procédé » ayant un impact significatif sur les résultats sont le coefficient de frottement et la température de laminage, cette dernière étant en lien également avec le comportement du matériau. Une première analyse est faite pour observer si les variations de ceux-ci peuvent expliquer tout ou partie des différences observées entre les résultats numériques et les mesures industrielles. Les résultats sont présentés en Figure 2-43.

- Premièrement, on peut remarquer que le frottement n'a pas un impact sur le premier pic du couple moteur observé lors des mesures industrielles.
- Avec un coefficient de frottement plus important, il semble que l'allure de la chute du couple moteur à la fin de la formation de la tenue est plus proche des mesures industrielles, mais par contre un pic de couple moteur est observé à un instant correspondant à l'apparition d'un phénomène de torsion important de la tenue. Cette torsion n'est pas observée sur les pièces réelles. Concernant la réduction du corps de bielle, le couple est légèrement plus important dans la phase d'étirement.
- Avec une température de laminage plus faible, les couples atteints sont plus élevés car l'effort nécessaire pour déformer la pièce est plus important. En comparaison avec les mesures industrielles, les couples atteints lors de la formation des réductions centrale et du corps de bielles ne correspondent plus pour une telle variation de température. Pour améliorer le modèle, pour ce qui concerne la formation de la réduction centrale et du corps de bielle, il serait donc possible d'ajuster la température ou de modifier la loi de comportement du matériau en augmentant faiblement sa contrainte d'écoulement. Une telle modification permettrait également d'améliorer la valeur du pic de couple en début de formation de la tenue mais aggraverait les écarts correspondant à la fermeture de la tulipe.

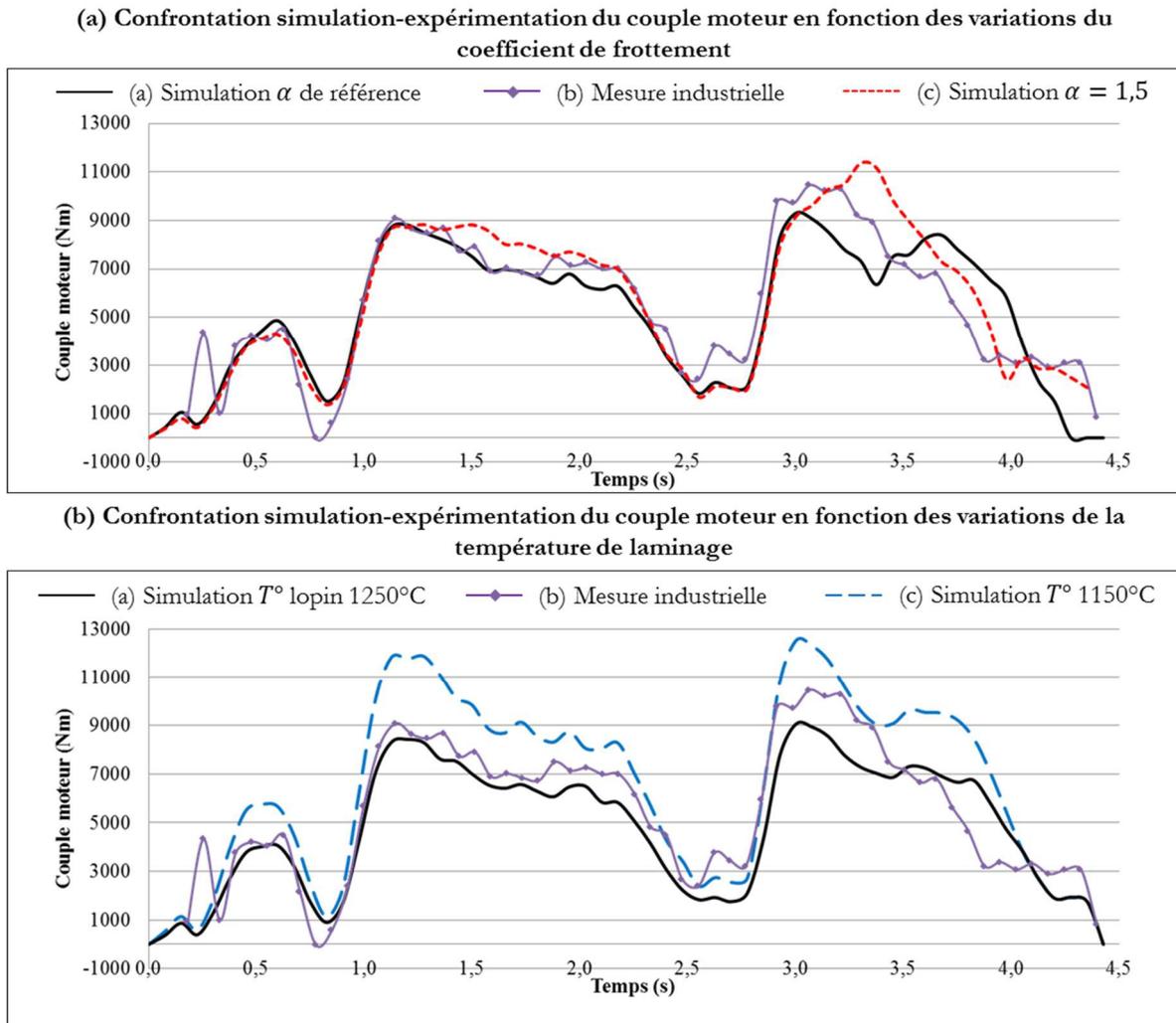


Figure 2-43 – Confrontation simulation-expérimentation en fonction des variations de (a) coefficient de frottement et (b) température de laminage

En synthèse, on peut constater que les paramètres d'interface « mal maîtrisés » ne peuvent pas expliquer à eux seuls les différences tant au niveau du couple moteur qu'au niveau de la géométrie de la pièce. C'est pourquoi d'autres hypothèses ont été étudiées, elles sont exposées ci-après.

Il ne faut pas oublier que la fin du cycle de laminage (formation de la tenue) dépend de la formation de la réduction centrale et du corps de bielle au travers notamment de la quantité de matière restant pour former la tenue. D'autres facteurs non encore étudiés peuvent avoir une influence sur la formation de la tenue, tels que la longueur du lopin initial ou l'entrefer entre les rouleaux. Ceux-ci sont analysés dans les paragraphes suivants.

1. Ecart (entrefer) entre les outillages.

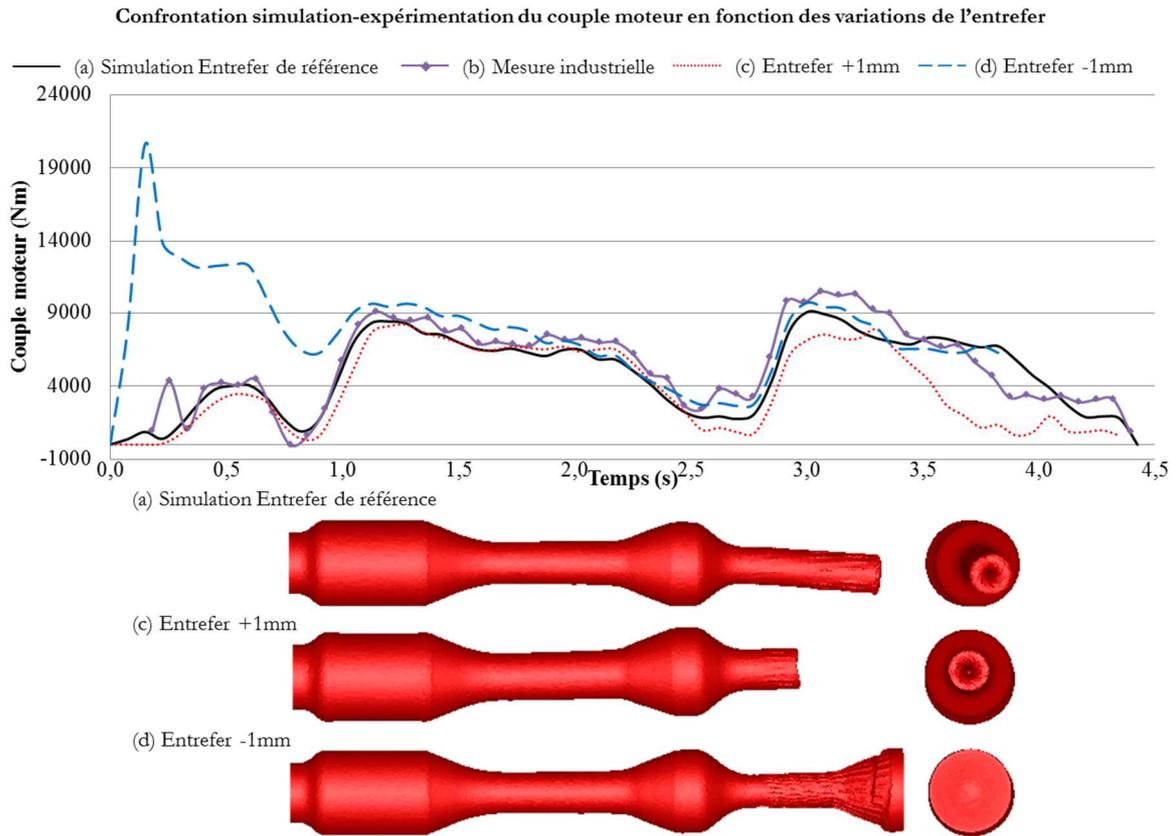
En simulation l'écart entre les outillages, c'est-à-dire l'entrefer, est défini par les axes de rotation des rouleaux. Un calcul simple est fait, lequel prend en compte le diamètre initial du lopin et le numéro de relavage de l'outillage. Pour rappel, le relavage (décrit dans le chapitre1) est le fait de ré-usiner les outillages

à la fin d'un cycle de vie pour obtenir une nouvelle géométrie d'outillage prête pour un nouveau cycle de production. A chaque relavage, la hauteur de l'outillage est réduite de 2mm. Cet entrefer théorique est défini de manière à obtenir les dimensions théoriques de la pièce. En industrie, au début d'un cycle de vie d'outillage, l'entrefer est initialement défini également de manière à obtenir les dimensions de la pièce laminée malgré le nombre de relavages de l'outillage. Au fur et à mesure du cycle de vie de l'outillage, les opérateurs réalisent des contrôles dimensionnels sur les pièces laminées. Si la pièce ne respecte pas les tolérances dimensionnelles, l'entrefer des rouleaux est modifié. Ainsi, dans un cycle de vie d'outillage, la valeur de l'entrefer est modifiée plusieurs fois. Les critères de déclenchement d'une modification d'entrefer ne sont pas connus et pas formalisés. De plus, la valeur de l'entrefer n'est pas un paramètre directement connu, mais un paramètre ajusté et mesuré indirectement par les diamètres des pièces laminées. Une hypothèse permettant d'expliquer les différences entre la simulation et les expérimentations pourrait concerner des différences d'entrefer entre la simulation et la réalité.

Si la valeur de l'entrefer est plus serrée, l'espace entre les outillages se retrouve réduit, celui-ci se traduit par des réductions de diamètre plus importantes dans le corps de bielle et la réduction centrale et donc par conséquent, il reste plus de matière pour former la tenue. La longueur de la tenue est forcément plus longue. Avec l'analyse de zone de risque de striction, on a pu observer qu'un taux de réduction de diamètre plus important peut favoriser celui-ci. L'hypothèse est donc qu'en simulation l'entrefer est plus serré expliquant le phénomène de conicité plus important et une tenue plus longue obtenus en simulation que sur la ligne de production.

Afin d'observer l'impact de l'entrefer sur les résultats numériques, deux nouvelles simulations ont été effectuées avec une mise en données identiques à l'exception de l'entrefer. Ce dernier a été d'abord ouvert de 1mm en total, donc un écartement de 0,5mm par outillage ; ensuite l'entrefer a été réduit de la même façon de 1mm en total.

Les résultats sont présentés en Figure 2-44. Quand l'entrefer est plus serré (d), le lopin se trouve écrasé entre les outillages sur toute sa longueur. Un premier pic important est observé correspondant aux stries qui « mordent » le lopin. Les taux de réductions sont plus importants, donc un phénomène de conicité est observé dans la réduction du corps de bielle et un surplus de matière reste dans l'extrémité de la pièce. Quand l'entrefer est plus écarté (c), les stries « mordent » faiblement le lopin. Les taux de réduction sont moins importants, on observe donc une tenue courte. De même, l'attaque des coins (début de la phase de pénétration) est retardée.



**Figure 2-44 – Confrontation simulation-expérimentation du couple moteur en fonction des variations de l'entrefer (a) entrefer de référence, (b) mesure industrielle, (c) entrefer  $+1mm$  et (d) entrefer  $-1mm$**

## 2. Dimensions du lopin.

En simulation le lopin a les dimensions nominales. En conditions industrielles les dimensions du lopin subissent des dispersions. Les lopins sont cisailés dans des barres, la longueur des lopins va donc varier du fait des dispersions introduites par la cisaille. D'une barre à l'autre, et surtout d'une coulée à l'autre, le diamètre peut évoluer. Les variations dimensionnelles du lopin ont un impact sur le volume du lopin. Cette variation de volume a un impact sur le cycle de laminage, principalement lors de la formation de la tenue. En observant les courbes expérimentales de la Figure 2-35, de légères variations sont identifiées. Les légères variations entre un cycle de laminage à l'autre peuvent être expliquées par des faibles différences dimensionnelles des lopins successifs. Pour comprendre la formation de la réduction de la tenue et l'impact du volume du lopin, une nouvelle simulation a été effectuée dans les mêmes conditions que le cas précédent mais avec un lopin initial 1mm plus long. La première observation réalisée est présentée en Figure 2-45. Cette figure illustre les différentes étapes de la formation de la tenue pour (a) le lopin de longueur  $L$  et (b) le lopin de longueur  $L+1mm$ . Dans la phase de pénétration et début d'étirement, l'extrémité du lopin forme « une tulipe ». A la fin de la zone d'étirement, cette tulipe est refermée formant ainsi une cavité centrale. La tulipe peut être plus ou moins prononcée en fonction du volume de matière restant pour former la tenue. En conséquence, le couple nécessaire pour replier la tulipe varie en fonction de la forme et de la taille de la tulipe.

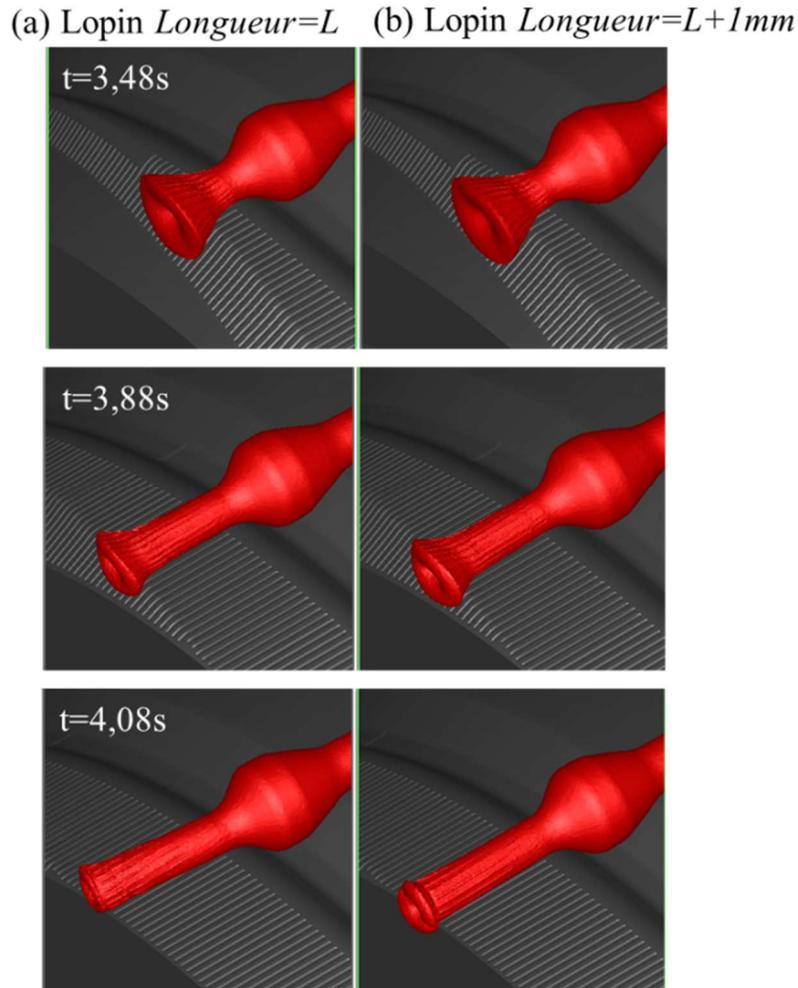


Figure 2-45 – Différentes étapes de la formation de la tenue pour (a) lopin de longueur  $L$  et (b) lopin longueur  $L+1mm$

La deuxième observation réalisée est présentée en Figure 2-46, où l'évolution des couples de laminage des deux simulations est comparée avec les mesures industrielles. On peut noter une augmentation du couple pour la réduction centrale et la réduction du corps. Ceci est dû au fait qu'on a une longueur de contact plus importante. Lors de la formation de la tenue, on peut observer une augmentation plus importante lors de la formation et fermeture de la tulipe. Le couple moteur lors de l'étape de pénétration ne semble pas être affecté.

La Figure 2-46 montre également la forme de la cavité à l'extrémité. On peut constater les variations du volume de creux de la tulipe. Ensuite, en comparant la largeur de la tulipe on constate que celle-ci est plus importante pour le lopin plus long (c) d'environ 5%. L'effort nécessaire pour faire tourner la pièce étant donc plus important.

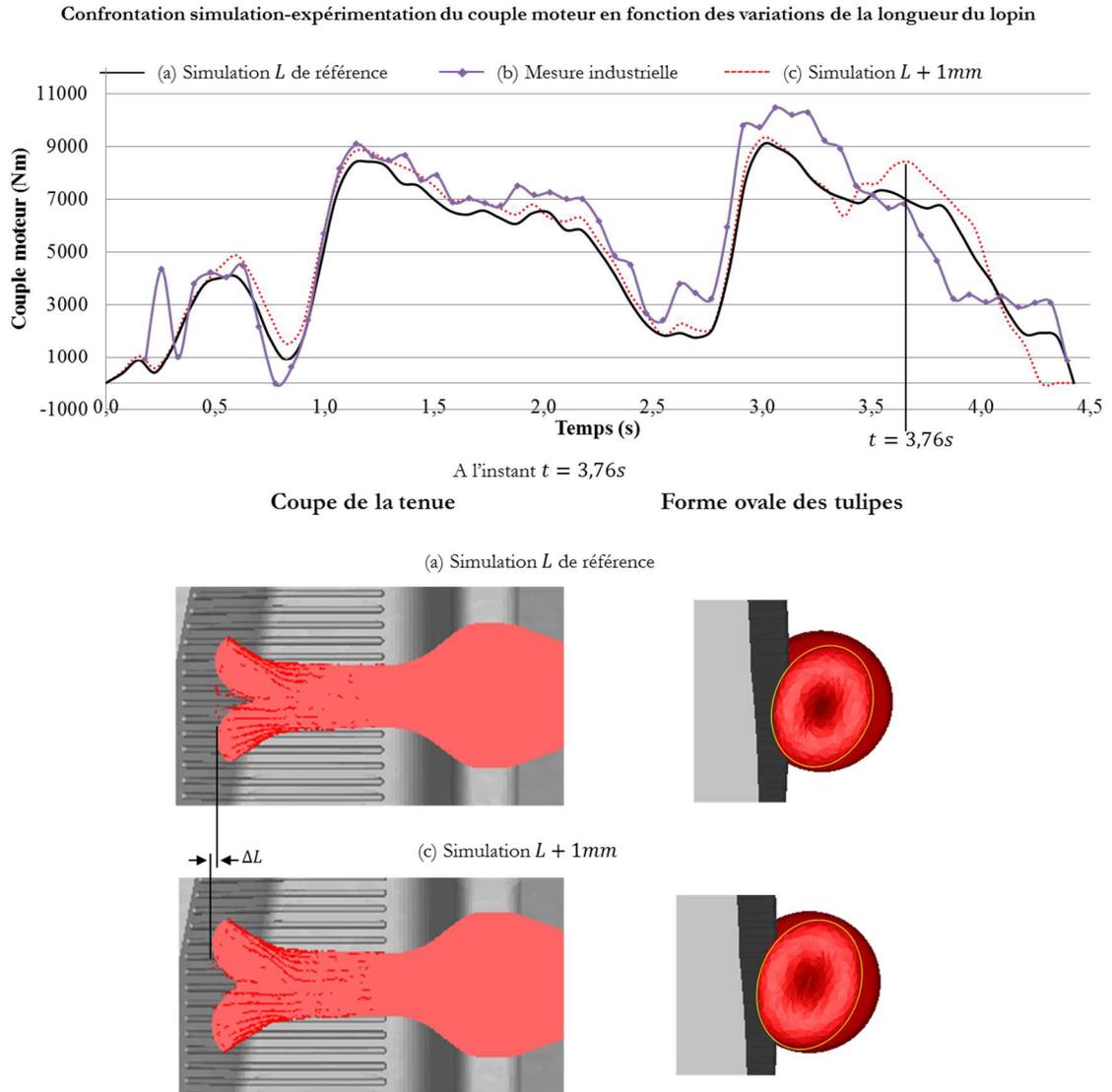


Figure 2-46 – Confrontation simulation-expérimentation du couple moteur en fonction des variations de la longueur du lopin (a) longueur  $L$ , (b) mesure industrielle et (c) longueur  $L+1mm$

### 3. Usure de l'outillage.

La simulation numérique est réalisée avec la CAO de l'outil ne prenant pas en compte l'usure de l'outillage. Celle-ci aurait deux effets. Premièrement, un effet direct à travers le changement géométrique local de l'outil et le changement de la texture de surface. Deuxièmement, un effet indirect sur la répartition finale de la matière. L'outil étant usé, les deux premières réductions de la pièce laminée ont un diamètre plus important. Pour un même volume de lopin initial, le volume de matière restant pour former l'extrémité devient donc plus faible. Le premier effet devrait être visible sur le couple correspondant à toutes les réductions dans la mesure où l'usure affecte la géométrie de tous les coins. Par contre, le deuxième effet serait surtout sensible sur la dernière réduction pour laquelle le volume mis en forme est réduit.

## 2.6 Conclusions et perspectives

Ce chapitre est dédié à la simulation numérique du procédé de laminage transversal. Celle-ci a pour but de répondre à deux problématiques principales limitant l'industrialisation du procédé : (1) valider la conception de nouveaux outillages et (2) comprendre et quantifier les phénomènes physiques impactant la stabilité du procédé et la durée de vie des outillages. Il est nécessaire d'évaluer son caractère prédictif et de caractériser la sensibilité de la simulation vis-à-vis des paramètres numériques et des paramètres du procédé.

Le modèle numérique de référence s'appuie sur des travaux précédents réalisés dans l'entreprise, le but étant de l'améliorer. Cette évaluation du modèle s'appuie sur une comparaison des résultats numériques avec ceux mesurés sur la ligne de production concernant la forme du laminé et les couples de laminage.

Le modèle numérique mis en place comporte des outillages rigides dont la géométrie est issue de la CAO importée sous format .stl et comportant les stries d'engagement. Ces dernières permettent d'éviter d'introduire une anisotropie de contact. Le frottement est supposé constant et uniforme.

La géométrie de la pièce laminée obtenue en simulation comporte les caractéristiques des pièces réelles laminées en industrie. La forme de tulipe à l'extrémité de la pièce ainsi que le spiralage obtenu en surface de la réduction du corps de bielle sont reproduites correctement en simulation. Le phénomène de conicité dans la réduction du corps de bielle a été également observé en simulation, néanmoins il est plus important en simulation que dans la réalité. La forme de la courbe en simulation comporte les mêmes caractéristiques, et presque les mêmes niveaux, que la courbe mesurée. On observe les trois lobes correspondants à la formation de chaque réduction. Les écarts les plus importants dans la courbe du couple moteur sont au niveau de la formation de la tenue pour laquelle en simulation, le couple moteur est sous-estimé d'environ 16% et la durée de la formation est plus longue. L'étude paramétrique a permis de mettre en évidence l'impact des paramètres numériques et du procédé sur la géométrie du laminé et les couples. Toutefois, il n'a pas permis d'identifier un paramètre à l'origine de cet écart.

Cette étude a montré l'impact des variations dues aux coins central et du corps de bielle sur la formation de la tenue, notamment au travers de l'impact sur la quantité de matière restant pour former la tenue.

Une fois le caractère prédictif de la simulation évalué, la simulation numérique servira à valider les outillages issus de la méthodologie d'aide à la conception d'outillage (COLT). Dans le chapitre suivant cette méthodologie est d'abord améliorée puis la cohérence relative entre les outillages dimensionnés par COLT et son comportement en simulation est évalué.

## 2.7 Bibliographie

- [1] Z. Pater, “Theoretical method for estimation of mean pressure on contact area between rolling tools and workpiece in cross wedge rolling process,” *Int. J. Mech. Sci.*, vol. 39, no. 2, pp. 233–243, 1997.
- [2] X. P. Fu and T. A. Dean, “Past developments, current applications and trends in the cross wedge rolling process,” *Int. J. Mach. Tools Manuf.*, vol. 33, no. 3, pp. 367–400, 1993.
- [3] H. Huang, X. Chen, B. Fan, Y. Jin, and X. Shu, “Initial billet temperature influence and location investigation on tool wear in cross wedge rolling,” *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, vol. 79, no. 9–12, pp. 1545–1556, 2015.
- [4] P. Mangin, L. Langlois, and R. Bigot, “Contact Pressure Measurement System in Cross Wedge Rolling,” *Adv. Mater. Process. Technol.*, vol. 1315, pp. 545–550, 2010.
- [5] H. Kache, M. Stonis, and B. A. Behrens, “Development of a warm cross wedge rolling process using FEA and downsized experimental trials,” *Prod. Eng.*, vol. 6, no. 4–5, pp. 339–348, 2012.
- [6] Y. F. Qiang and P. B. Song, “Analysis on temperature distribution in cross wedge rolling process with finite element method,” *J. Mater. Process. Tech.*, vol. 188, pp. 392–396, 2007.

## Chapitre 3

# Règles de Conception d'Outillages de Laminage Transversal (COLT)

L'objectif de ce chapitre est de présenter la démarche suivie pour évaluer et intégrer une méthodologie d'aide à la conception d'outillages (COLT) dans le cas d'étude industriel d'une préforme de bielle. La méthodologie de conception reprend les travaux développés par Mangin [1] et introduit des indices de confiance associés à chaque règle de conception. Ceux-ci permettent de diagnostiquer et d'identifier les risques potentiels de défauts associés aux paramètres géométriques de l'outillage. La méthodologie a été appliquée au cas d'étude et les résultats obtenus ont été comparés avec l'outillage de production. Cette étude a permis de mettre en évidence l'interaction entre COLT et la simulation numérique dans le processus d'optimisation de conception d'un outillage. Les règles de conception sont faciles à intégrer dans ce processus d'optimisation et guident le concepteur dans son choix de paramètres. La simulation permet d'évaluer la solution proposée par COLT.

---

La mise en place des indices de confiance à la méthodologie COLT (section 3.3 de ce chapitre) [1] est le résultat d'un projet financé par la Commission Forge du CETIM suite aux travaux de thèse de Philippe Mangin [2].

# Sommaire

3	Règles de Conception d'Outillages de Laminage Transversal (COLT).....	120
3.1	Introduction .....	120
3.2	Définition de la configuration d'un outillage.....	121
3.3	Intégration des indices de confiance à la méthodologie COLT .....	126
3.3.1	Rappel sur la logique floue.....	127
3.3.2	Application de la logique floue aux indices de confiance.....	129
3.3.3	Optimisation locale pour la sélection des paramètres du coin.....	131
3.3.4	Optimisation globale de l'outillage.....	135
3.4	Evaluation de la méthodologie COLT.....	136
3.4.1	Mise en place du plan d'expériences.....	137
3.4.2	Résultats .....	139
3.5	Conception d'outillage suivant la méthodologie COLT du cas industriel .....	147
3.5.1	Comparaison des indices de confiance et risque des défauts .....	151
3.5.2	Comparaison du comportement simulé en laminage .....	154
3.5.3	Résultats .....	163
3.6	Conclusions .....	164
3.7	Perspectives .....	165
3.8	Bibliographie.....	167

## Chapitre 3

### 3 Règles de Conception d'Outillages de Laminage Transversal (COLT)

#### 3.1 Introduction

Les nouvelles technologies comme le laminage transversal s'appuient fortement sur l'expérience et la connaissance des industriels, non seulement pour la conception d'outillages mais également pour le réglage des paramètres du procédé en conditions de production. La méthode essai-erreur joue encore un rôle majeur pour la stabilité du procédé. Cette méthode est longue et coûteuse démotivant la mise en œuvre du procédé et limitant ses applications industrielles.

Dans le cadre d'une thèse [2] le laboratoire LCFC a développé une méthodologie d'aide à la conception appelée COLT (**C**onception d'**O**utillage de **L**aminage **T**ransversal) en vue d'améliorer l'étape de conception d'outillage. La méthodologie COLT fournit des étapes séquentielles et logiques pour concevoir l'outillage de laminage transversal afin d'obtenir une pièce prescrite en s'appuyant sur une synthèse de règles de conception d'outillage disponibles dans la littérature.

La méthodologie, comme initialement développée et ses limitations, sont présentées dans le chapitre 1. L'introduction à la méthodologie permet au lecteur de se situer au point de départ de ces travaux de thèse dans lesquels la méthodologie a été améliorée, validée et appliquée. Deux limitations principales ont été identifiées. Premièrement, il n'y avait pas une méthode définie pour traiter un outillage avec plusieurs coins. La méthodologie permettait de faire l'optimisation des paramètres d'un seul coin mais elle ne tenait pas compte de l'optimisation globale de l'outillage dans le cas de plusieurs coins. Précédemment, elle a été testée et appliquée uniquement aux cas d'études des pièces d'une seule réduction de diamètre. Deuxièmement, il n'y avait pas un critère objectif et répétable pour gérer les inconsistances ou conflits entre les règles de conception. L'utilisateur devait choisir les paramètres en jugeant subjectivement les règles, ou bien, en essayant au maximum de choisir des valeurs acceptées par la plupart des sources. Résoudre ces problématiques était donc indispensable pour élargir l'utilisation de la méthodologie COLT pour des applications industrielles.

Une fois ces problématiques résolues, l'étape de conception d'outillage peut s'appuyer sur COLT et la simulation numérique. L'application de COLT permet au concepteur d'optimiser les paramètres géométriques des coins de l'outillage. Ensuite, la simulation numérique permet d'évaluer la solution proposée par COLT. Les résultats numériques mettent en évidence les risques des instabilités, le concepteur pourra donc réévaluer les paramètres géométriques et les règles pour concevoir une deuxième solution d'outillage.

Dans la première partie de ce chapitre, les deux solutions proposées aux problématiques sont exposées. D'abord, la méthode séquentielle et logique pour définir la configuration de l'outillage avec plusieurs coins. C'est-à-dire, guider l'utilisateur pour choisir le type de coin à utiliser selon les caractéristiques géométriques de la pièce comme la position de la réduction (au centre ou aux extrémités de la pièce). Cette démarche est basée sur les travaux scientifiques de la littérature. Ensuite, un concept d'indice de confiance a été intégré à la méthodologie afin de juger quantitativement le degré de stabilité d'un paramètre du coin. L'indice de confiance est basé sur trois sous-concepts : fiabilité, robustesse et maturité ; ceux-ci sont par conséquent définis. Cette démarche s'appuie sur la logique floue, pour cette raison, quelques paragraphes sont dédiés au rappel des notions théoriques de celle-ci.

La deuxième partie de ce chapitre concerne l'étape d'évaluation de la méthodologie COLT et des indices de confiance. Pour cela un plan d'expériences numérique a été mis en place en vue d'évaluer la cohérence relative entre les résultats issus de COLT et le comportement simulé du laminage sous le logiciel ForgeNXT® avec le modèle développé au chapitre 2. Trois outillages ont été conçus de manière à obtenir selon COLT un défaut de laminage prédominant : (a) glissement, (b) striction et (c) cavités internes. Les trois outillages ont été simulés et les résultats traités de façon à valider la cohérence entre les défauts COLT et ceux simulés.

Une fois l'évaluation de COLT faite, l'objectif principal de la troisième partie du chapitre est d'utiliser la méthodologie de conception pour identifier de possibles améliorations géométriques à apporter à l'outillage de production actuel « ADJ », ceci dans l'esprit d'améliorer la stabilité du procédé et la durée de vie d'outillage. Pour atteindre cet objectif, un outillage optimisé « COLT » a été conçu, puis la stabilité de cet outillage a été comparée à celle des outillages de production « CHEMNITZ » et « ADJ ». Dans un premier temps, cette comparaison est faite avec les indices de confiance et l'identification des risques potentiels de défauts. Dans un deuxième temps, l'analyse est faite à travers le comportement de la pièce laminée en simulation et les observations industrielles.

### **3.2 Définition de la configuration d'un outillage**

Tel que précédemment expliqué, le nombre de coins de l'outillage correspond au nombre de réductions de la pièce. Cela est la première règle établie pour définir la configuration de l'outillage. Suite à une recherche bibliographique, une méthodologie trouvée dans la littérature [3] a été intégrée à COLT. Cette méthodologie établit les critères permettant de lier les caractéristiques géométriques de la pièce et la configuration de l'outillage. Elle consiste à classer le type de pièces laminées ainsi que le type de coins pour ensuite associer les catégories par un diagramme de décisions. Pour la classification des pièces laminées, il faut d'abord garantir qu'il s'agit d'une pièce symétrique selon son plan de symétrie centrale, si ce n'est pas le cas il faut faire une symétrie miroir.

Les pièces sont classifiées suivant trois catégories (voir Figure 3-1) :

1. Pièce laminée avec les réductions de diamètre **monotone** vers le centre de la pièce
2. Pièce laminée avec les réductions de diamètre **monotone** vers les extrémités de la pièce
3. Pièce laminée avec les réductions de diamètre de manière **non monotone ou alterné**

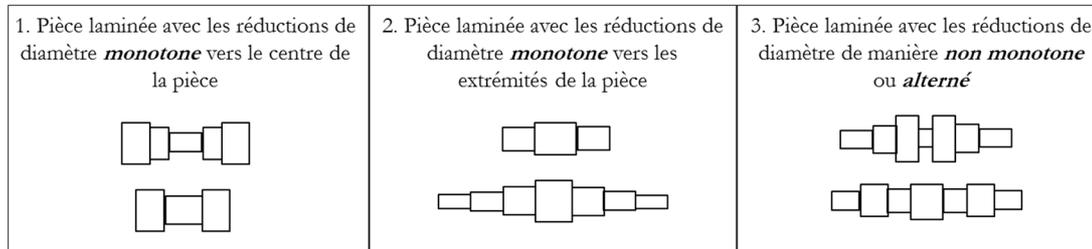


Figure 3-1 – Classification type de pièces laminées

Les coins sont classifiés en trois catégories (voir Figure 3-2) :

1. Coin central : coin avec deux facettes actives de formage. La matière est repoussée vers les deux extrémités du lopin comme illustré dans la Figure 3-3.
2. Coin latéral : coin avec une facette active de formage principal participant à l'étirement du laminé. La matière est repoussée vers une extrémité du lopin comme illustré dans la Figure 3-4. La facette intérieure du coin provoque de la déformation mais ne participe pas ou peu à l'étirement de la matière.
3. Coins multiple : combinaison d'un coin central et de coins latéraux

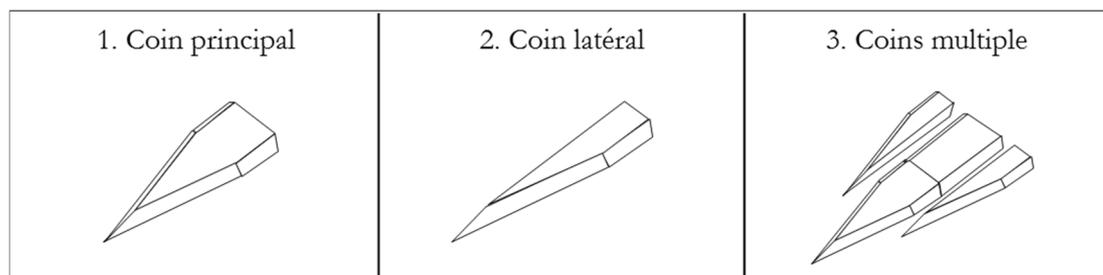


Figure 3-2 – Classification type de coins

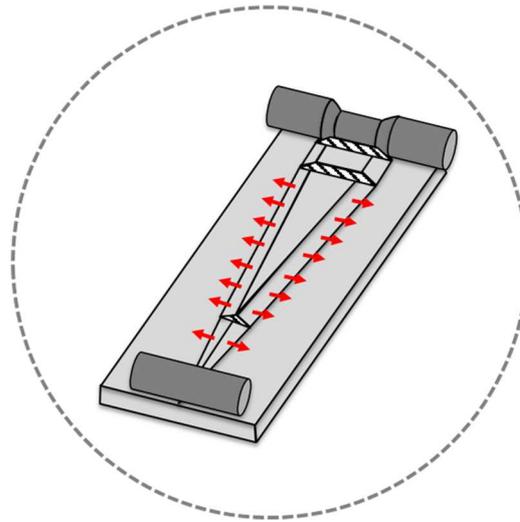


Figure 3-3 – Facettes actives de formage d'un coin central

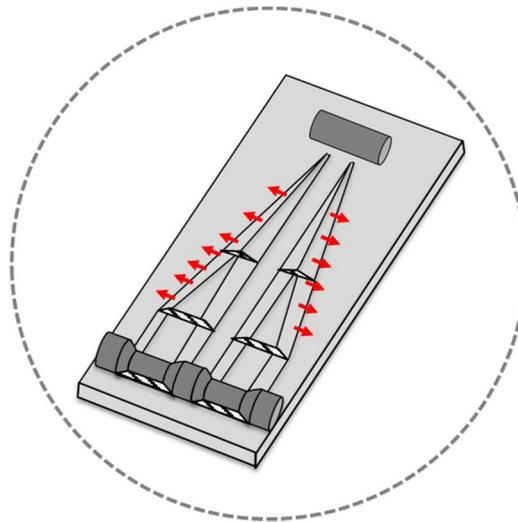


Figure 3-4 – Facettes actives de formage d'un coin latéral

Le diagramme de décisions pour établir les relations entre les pièces laminées et les coins est illustré en Figure 3-5 et quelques exemples sont illustrés en Figure 3-6.

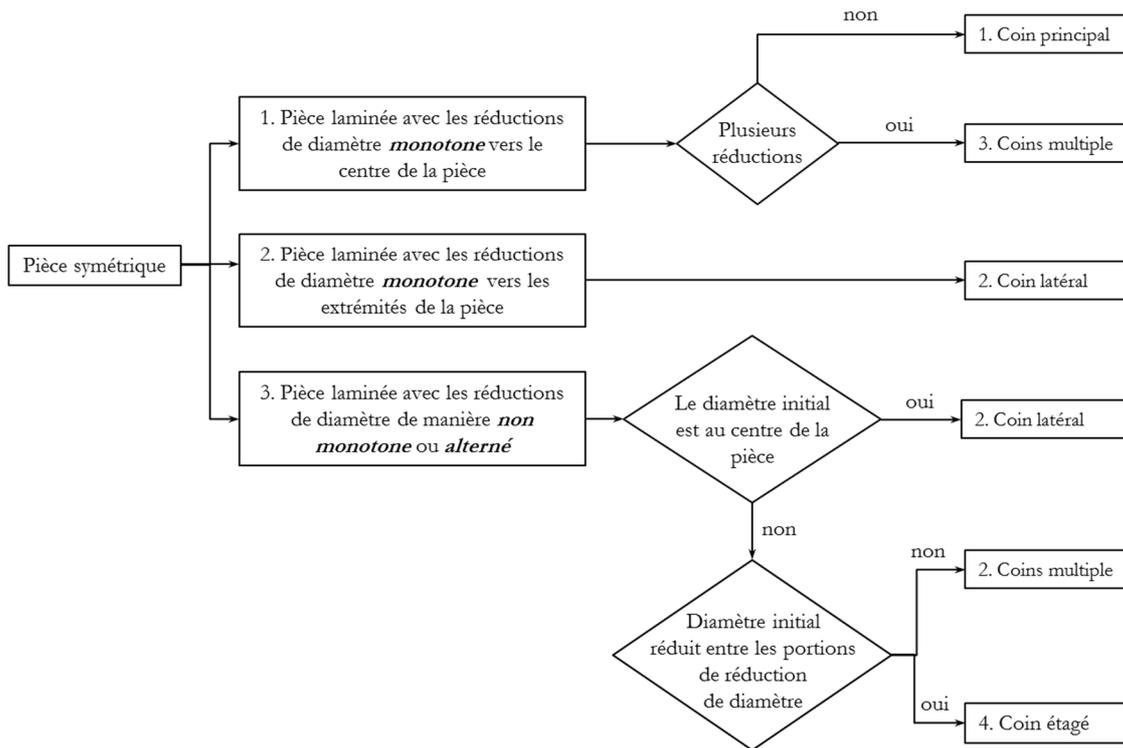


Figure 3-5 – Diagramme de relations entre le type de pièces et le type de coins

Ci-après une description.

- Pour une pièce de première catégorie il y a deux possibilités, (1) avoir une seule réduction de diamètre ou (2) avoir plusieurs réductions de diamètre. Si c'est le premier cas, un coin principal est associé à la seule réduction centrale. Dans le cas de plusieurs réductions, des coins multiples sont associés, où un coin principal correspond à la réduction centrale et des coins latéraux correspondent aux réductions successives.
- Pour une pièce de deuxième catégorie, un coin latéral est associé à chaque réduction de diamètre.
- Pour une pièce de troisième catégorie il y a deux possibilités. (1) Si le diamètre initial est au centre de la pièce, en d'autres mots s'il n'y a pas une réduction centrale, des coins latéraux sont associés à chaque réduction. (2) Si la pièce a une réduction centrale, des coins multiples sont associés. Un coin principal pour la réduction centrale et des coins latéraux pour le reste des réductions de diamètre.

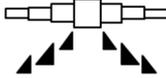
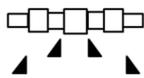
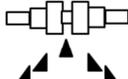
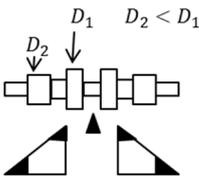
Type de pièce laminée	Type de coin associé	Exemple
1. Pièce laminée avec une seule réduction de diamètre au centre de la pièce	1. Coin principal	
1. Pièce laminée avec plusieurs réductions de diamètre <i>monotone</i> vers le centre de la pièce	3. Coins multiple	
2. Pièce laminée avec les réductions de diamètre <i>monotone</i> vers les extrémités de la pièce	2. Coin latéral	
3. Pièce laminée avec les réductions de diamètre de manière <i>non monotone</i> ou <i>alterné</i> où le diamètre initial est au centre de la pièce	2. Coin latéral	
3. Pièce laminée avec les réductions de diamètre de manière <i>non monotone</i> ou <i>alterné</i> où au moins une portion de réduction de diamètre est au centre de la pièce. Le diamètre initial n'est pas réduit entre les portions de réduction de diamètre	3. Coins multiple	
3. Pièce laminée avec les réductions de diamètre de manière <i>non monotone</i> ou <i>alterné</i> où au moins une portion de réduction de diamètre est au centre de la pièce. Le diamètre initial est réduit entre les portions de réduction de diamètre	4. Coin étagé	

Figure 3-6 – Exemples de coins associés selon le type de pièce laminée [3]

Cette approche reste cependant limitée car la classification de pièces n'englobe pas des pièces où le diamètre initial entre les réductions est également réduit, comme illustré dans la Figure 3-7. Un type de coin appelé « étagé » peut répondre au besoin. Néanmoins, dans le cadre de ces travaux et jusqu'à l'état actuel de COLT ce type de pièces et ce type de coin ne sont pas considérés

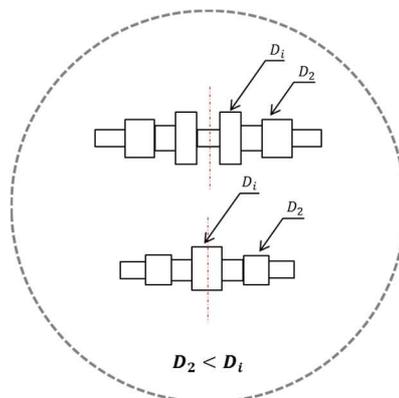


Figure 3-7 – Type de pièces laminées où le diamètre initial entre les réductions est réduit

Si on prend l'exemple de la préforme de bielle du cas d'étude de cette thèse (voir Figure 3-8), elle est une pièce symétrique, classifiée en catégorie 3 : pièce laminée avec les réductions de diamètre de manière non monotone. La pièce laminée contient une réduction de diamètre au centre de la pièce. Cette réduction est appelée la réduction centrale. Le diamètre initial n'est pas réduit entre les sections de réduction de diamètre.

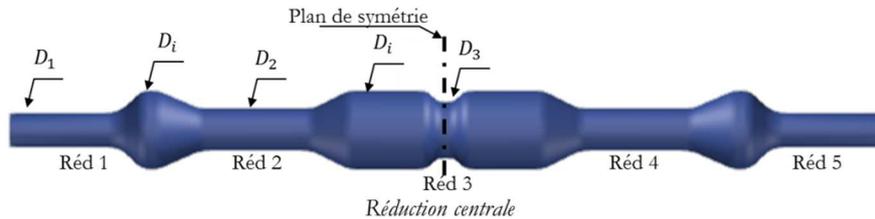


Figure 3-8 – Classification de la préforme de bielle

Suivant la méthodologie, la configuration de l'outillage est de type 3 : coins multiple. Un coin central pour la réduction centrale et des coins latéraux pour les réductions du corps de bielle et de la tenue. Cette configuration est illustrée en Figure 3-9 où les facettes actives de formage des coins sont colorées en rouge.

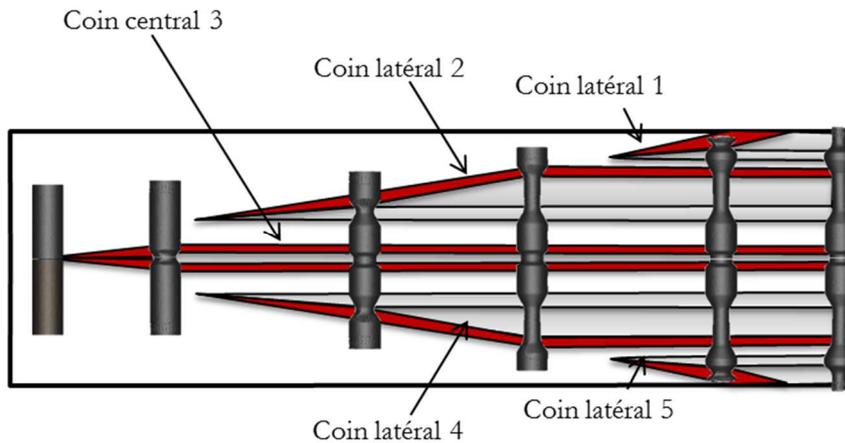


Figure 3-9 – Configuration de l'outillage associée à la préforme de bielle

### 3.3 Intégration des indices de confiance à la méthodologie COLT

La méthodologie COLT s'appuie pour l'instant sur des règles de conception issues de la littérature (voir le Tableau 1-1 de synthèse de règles (page28)). Cette liste de règles n'est pas exhaustive, car la méthodologie peut être mise à jour avec de nouvelles règles publiées dans la littérature ou issue du retour d'expériences de l'utilisateur. Comme dit précédemment, les règles peuvent varier d'un auteur à l'autre, il faut tenir compte des incohérences de manière quantitative, objective et répétable. C'est la raison pour laquelle ont été intégrés les indices de confiance et les concepts de : *fiabilité*, *robustesse* et *maturité*. L'indice de confiance est une agrégation des indices de fiabilité et de robustesse. L'affectation des indices de confiance à chaque paramètre

géométrique permet à l'utilisateur a priori d'identifier le paramètre à l'origine des risques d'instabilité. Avec l'indice de confiance et les règles associées l'utilisateur peut savoir, par anticipation, quel est le type de défaut potentiel résultant et donc implémenter des solutions spécifiques. L'indice de robustesse permet de quantifier la stabilité des paramètres en fonction de leur proximité avec leurs valeurs limites. Par exemple, une des conséquences de l'usure de l'outillage est la perte de matière. Celle-ci peut affecter la valeur d'un paramètre géométrique donné. Si ce paramètre géométrique a été choisi proche de sa limite de stabilité, il y a un risque plus important d'apparition d'instabilité dû à son évolution. L'intégration du concept de maturité permet à l'utilisateur de juger subjectivement les règles, étant donné que la méthodologie envisage de capitaliser l'expérience de l'utilisateur. La maturité va lui permettre de juger l'importance de ses propres règles avec une maturité plus élevée et d'affaiblir ou au contraire de renforcer d'autres règles de la littérature.

Cette démarche s'appuie sur la logique floue. Pour comprendre la définition des indices une introduction à la logique floue s'impose.

### 3.3.1 Rappel sur la logique floue

Dans les années 60, le professeur Zadeh [4] a établi les bases théoriques de la logique floue. La logique floue est une extension de la logique classique (booléenne), laquelle permet de traiter des problèmes mal définis ou bien des problématiques difficiles à modéliser en s'appuyant sur la définition de règles. La logique floue, contrairement à la logique booléenne, remplace la valeur de vérité d'une proposition à choisir entre vrai (1) ou faux (0) par un degré de vérité dans l'intervalle [0,1]. En d'autres mots, la logique floue permet d'évaluer le degré de satisfaction d'une condition.

Dans la théorie classique des ensembles [5], la fonction caractéristique d'un élément  $x$  appartenant à  $E$  est présentée dans les équations (16) et (17). Dans la logique floue dans un sous-ensemble flou, un élément  $x$  peut avoir une valeur d'appartenance entre 0 et 1, comme exprimé dans l'équation (18).

$$x \in E \Rightarrow v(x) = 1 \quad (16)$$

$$x \notin E \Rightarrow v(x) = 0 \quad (17)$$

$$x \in E \Rightarrow v(x) = a, a \in [0,1] \quad (18)$$

Avec un exemple simple, on peut illustrer (voir Figure 3-10) les différences entre la logique booléenne et la logique floue. Supposons que l'âge adulte est fixé à 30 ans. Pour la logique booléenne les frontières sont claires, une personne à 30 ans est adulte (1) mais elle ne l'est pas à 29 (0). En revanche, la logique floue permet de lisser la frontière de cette règle et de considérer qu'une personne de 29 ans est à un degré adulte.

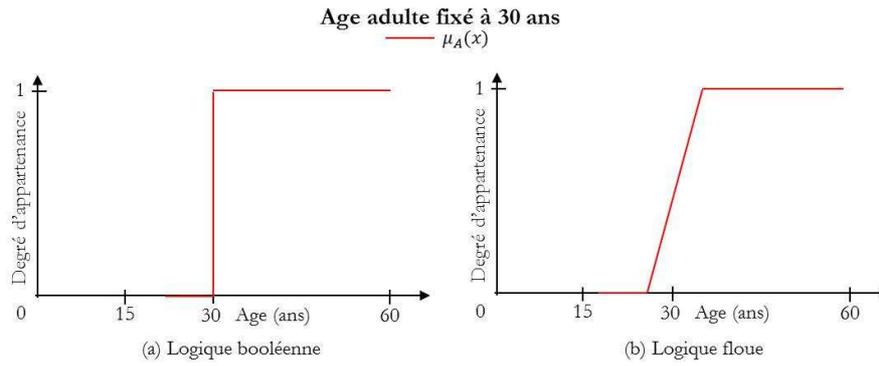


Figure 3-10 – Représentation graphique d'un ensemble de (a) logique booléenne et (b) logique floue

Quelques propriétés de la logique floue utilisées dans ces travaux sont décrites ci-après. Une fonction d'appartenance est une fonction qui explicite l'appartenance ou non à un ensemble  $E$ . Soient  $A$  et  $B$  deux sous-ensembles de  $E$ . Soit  $x$  un élément appartenant à  $E$ . Soient  $\mu_A(x)$  et  $\mu_B(x)$  les fonctions d'appartenance. L'ensemble d'opérations entre les sous-ensembles  $A$  et  $B$  sont : **réunion**, **intersection** et **complémentation**, présentées respectivement dans les équations (19) (20) et (21) [6].

$$\mu_A(x) \cup \mu_B(x) = \max(\mu_A(x), \mu_B(x)) \quad (19)$$

$$\mu_A(x) \cap \mu_B(x) = \min(\mu_A(x), \mu_B(x)) \quad (20)$$

$$\mu_{\bar{A}}(x) = 1 - \mu_A(x) \quad (21)$$

Continuons avec l'exemple de l'âge adulte fixé à 30 ans, maintenant appelée la règle A. Ajoutons maintenant une nouvelle règle B : une personne est jeune si son âge est compris entre 15 et 30 ans. Les opérations des sous-ensembles sont illustrées dans la Figure 3-11.

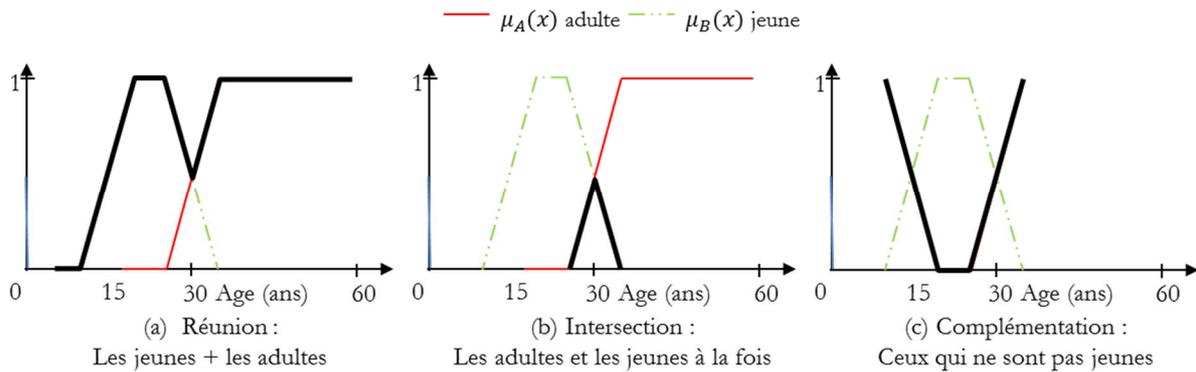


Figure 3-11 – Opérations de sous-ensembles : (a) Réunion, (b) Intersection et (c) Complémentation

La **hauteur** du sous-ensemble  $A$   $h(A)$  est le degré maximum d'appartenance de la fonction d'appartenance (équation (22)). Le sous-ensemble  $A$  est **normalisé** si et seulement si  $h(A) = 1$ . Le sous-ensemble  $A$  peut-être normalisé en utilisant la fonction de normalisation  $norm(A)$  de l'équation (23) [7].

$$h(A) = \sup\{\mu_A(x) | x \in X\} \quad (22)$$

$$C = norm(A) = \left\{ \mu_c(x) = \frac{\mu_A(x)}{h(A)} \mid x \in X \right\} \quad (23)$$

### 3.3.2 Application de la logique floue aux indices de confiance

Dans le cadre de ces travaux de recherche, on a appliqué la logique floue pour déterminer les indices de confiance des paramètres géométriques. L'indice de confiance ( $I_c$ ) quantifie le degré de satisfaction des règles de conception. L'indice de confiance est une agrégation des indices de fiabilité ( $I_f$ ) et de robustesse ( $I_r$ ). Voir équation (24).

$$I_c(x) = I_f(x) * I_r(x) \quad (24)$$

Prenons l'exemple de l'angle de formage  $\alpha$ . On reprend les règles de conception de la littérature concernant le paramètre  $\alpha$  (voir Tableau 3-1). Chaque règle est considérée comme une fonction d'appartenance.

Fonction d'appartenance	Intervalle	Référence
$\mu_A(x)$	$15^\circ \leq \alpha \leq 45^\circ$	[8]
$\mu_B(x)$	$15^\circ \leq \alpha \leq 40^\circ$	[9]
$\mu_C(x)$	$15^\circ \leq \alpha \leq 60^\circ$	[10]
$\mu_D(x)$	$20^\circ \leq \alpha \leq 60^\circ$	[11]
$\mu_E(x)$	$20^\circ \leq \alpha \leq 30^\circ$	[9]
$\mu_F(x)$	$15^\circ \leq \alpha \leq 87^\circ$	[12]

Tableau 3-1 – Fonctions d'appartenance de l'angle de formage  $\alpha$  selon les règles de la littérature

L'union des règles va définir une fonction d'appartenance globale normalisée, celle que l'on appelle une **fonction de fiabilité normalisée**  $f_{fiabilité}(x)$  comme présenté dans l'équation (25).

$$f_{fiabilité}(x) = \mu_A(x) \cup \mu_B(x) \dots \cup \mu_i(x) \quad (25)$$

La représentation graphique de la fonction de fiabilité normalisée de l'angle de formage  $\alpha$  est illustrée en Figure 3-12. Le degré maximum d'appartenance, donc un indice de fiabilité de 1 ( $I_f = 1$ ), est atteint quand toutes les règles acceptent la valeur de  $\alpha$ . Dans ce cas par exemple, ce sont des angles entre  $20^\circ$  et  $30^\circ$ .

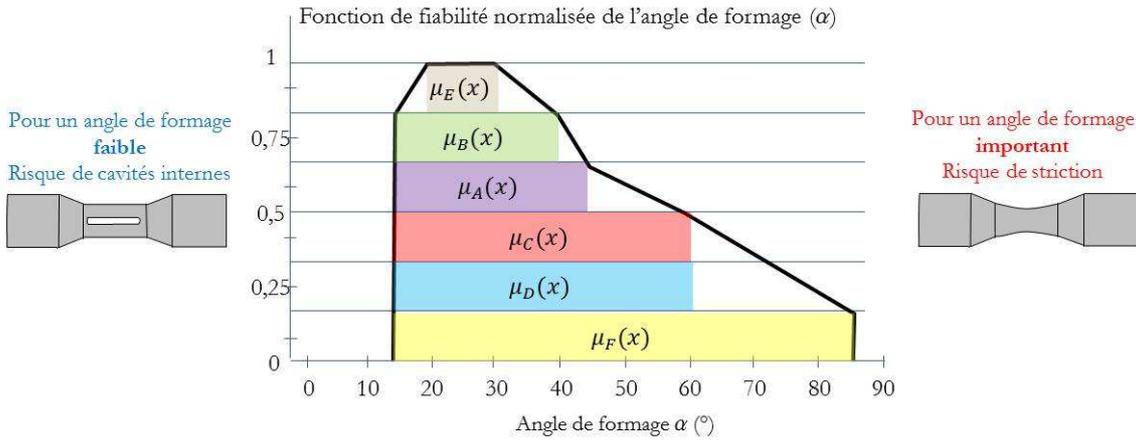


Figure 3-12 – Fonction de fiabilité normalisée de l'angle de formage  $\alpha$

La robustesse est considérée comme la capacité à garder la performance malgré des changements dans les conditions d'utilisation ou la présence d'incertitudes sur les paramètres. L'indice de robustesse ( $I_r$ ) est donc appliqué pour tenir compte de la capacité du paramètre à maintenir la stabilité du procédé si jamais la valeur du paramètre change pendant le cycle de vie d'outillage. Soit  $x$  la valeur du paramètre géométrique. L'indice de robustesse du point  $x$ ,  $I_r(x)$ , est calculé selon l'équation (26). Il prend en considération des variations de l'indice de fiabilité ( $I_f$ ) au voisinage du point  $x$ .  $Nx$  est une perturbation arbitraire du point  $x$ . Continuons avec l'exemple de l'angle de formage  $\alpha$  en s'appuyant sur la fonction de fiabilité de la Figure 3-12. Pour un angle de formage  $\alpha = 25^\circ$ ,  $I_f(25^\circ) = 1$  parce que tous les auteurs sont en accord. En même temps le paramètre n'est pas en danger car s'il subit des variations de  $1^\circ$ , l'indice de fiabilité ne change  $I_f(26^\circ) = 1$  et  $I_f(27^\circ) = 1$ . En revanche, pour un angle de formage  $\alpha = 70^\circ$ ,  $I_f(70^\circ) = 0,3$  parce qu'uniquement une des règles accepte cette valeur. D'ailleurs, si l'angle de formage augmente d' $1^\circ$ , l'indice de fiabilité descendra et le risque de striction sera de plus en plus important.

$$I_r(x) = 1 - |I_f(x + Nx) - I_f(x - Nx)| \quad (26)$$

Il reste à définir le concept de maturité et à expliquer comment celle-ci est prise en compte pour calculer l'indice de confiance ( $I_c$ ). La maturité est une grandeur sans dimension prenant des valeurs entre 0 et 1. Comme expliqué précédemment elle permet à l'utilisateur de COLT de juger subjectivement les différentes règles de conception. Ces critères de jugement peuvent être variés. Par exemple, l'utilisateur peut juger que le niveau d'expérience de l'auteur de  $\mu_A(x)$  n'est pas suffisant et peut donc lui donner une maturité faible. Dans une deuxième situation, le cas d'étude de l'utilisateur peut concerner une pièce de même caractéristique géométrique et de même matériau que le cas de la littérature de l'auteur  $\mu_A(x)$ . L'utilisateur peut la juger avec une maturité importante dans ce cas-là. Dans un troisième exemple, où l'utilisateur a acquis de l'expérience en conception d'outillages, il établit ses propres limites d'acceptabilité et il crée une nouvelle règle. L'utilisateur peut juger sa propre règle avec une maturité plus importante que le reste des règles de la littérature puisqu'elle est en lien direct avec son application. Pour tenir compte de la maturité, la

fonction de fiabilité de l'équation (25) va être transformée en l'équation (27) où  $M_a$  est la maturité de la règle  $\mu_A(x)$ ,  $M_B$  est la maturité de la règle  $\mu_B(x)$  et ainsi de suite. Cette nouvelle fonction de fiabilité est également normalisée. Dans le cas de la Figure 3-12, toutes les règles ont été jugées avec la même maturité de 1, car il n'y a pas une règle correspondant à notre cas d'étude : préforme de bielle avec un acier C70 laminé dans un laminoir à deux rouleaux.

$$f_{fiabilité}(x) = \mu_A(x) * M_a \cup \mu_B(x) * M_B \dots \cup \mu_i(x) * M_i \quad (27)$$

### 3.3.3 Optimisation locale pour la sélection des paramètres du coin

Un outillage de laminage transversal peut avoir plusieurs coins de mise en forme. De son côté, un coin de mise en forme a plusieurs paramètres géométriques. La sélection des paramètres doit être faite compte tenu : (a) de la géométrie de la pièce laminée, laquelle impose certains paramètres géométriques du coin, (b) des règles afin d'éviter des défauts, (c) du nombre de coins de l'outillage et (d) de la longueur maximale de laminage disponible. La sélection des paramètres géométriques doit donc être un compromis entre les facteurs limitants. Pour illustrer les conflits entre les règles, la Figure 3-13 a été créée.

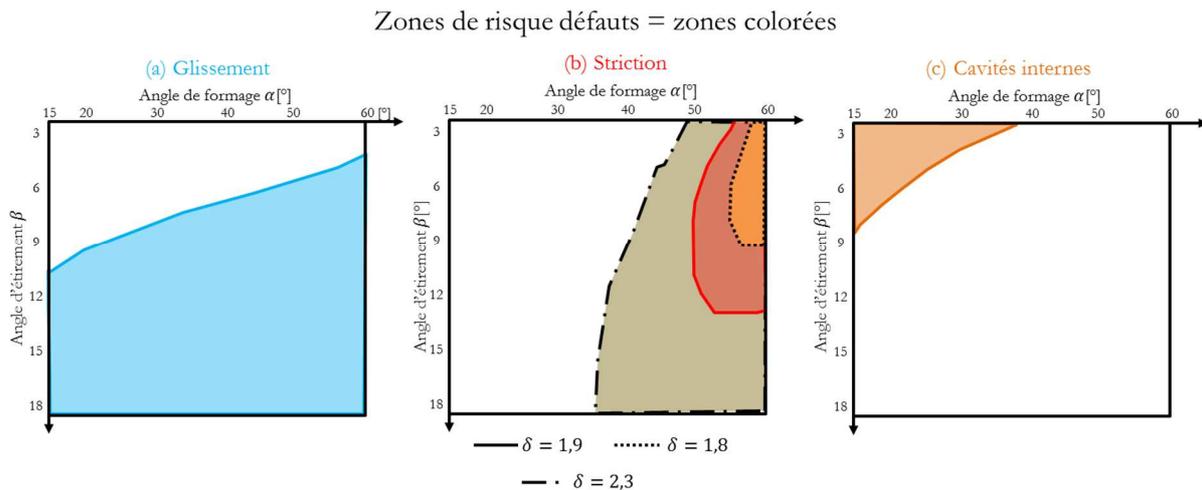


Figure 3-13 – Zones de risque de défauts de (a) glissement, (b) striction et (c) cavités internes

On observe trois graphes avec des zones colorées correspondant aux zones de risque pour trois types de défauts : (a) glissement, (b) striction et (c) cavités internes. Pour chaque paire d'angles de formage  $\alpha$  et d'étiement  $\beta$  on a vérifié les règles R7, R8 et R9 du Tableau 1-1 de synthèse de règles (page28). La paire d'angles est marquée en couleur s'il ne respecte pas la règle. Chaque règle a été vérifiée indépendamment. Il faut noter que la règle de la striction dépend du rapport de réduction  $\delta$ , donc la zone colorée de cette figure correspond au cas particulier  $\delta = 1,9$ . Prenons un exemple d'une paire d'angles  $\alpha = 30^\circ$  et  $\beta = 9^\circ$  ; il n'y a pas de risque de cavités internes ou de striction. En revanche, un risque de glissement existe. Le concepteur est donc intéressé par chercher des solutions spécifiques pour éviter le glissement, comme par exemple, ajouter des stries sur les facettes de formage afin d'augmenter le frottement.

La démarche consiste à traiter d'abord localement chaque coin et à calculer ensuite l'indice de confiance global de l'outillage. A chaque paramètre géométrique du coin de mise en forme, la méthodologie associe un indice de confiance  $I_c$ . Celui-ci permet à l'utilisateur d'identifier les défauts potentiels associés aux paramètres avec un  $I_c$  faible. Pour sélectionner les angles de formage ( $\alpha$ ) et d'étirement ( $\beta$ ) des zones de pénétration et d'étirement du coin de mise en forme, les étapes à suivre sont :

Pour chaque combinaison d'angles de formage ( $\alpha$ ) et d'étirement ( $\beta$ ) basé sur le Tableau 1-1 de synthèse de règles (page28) :

1. Calculer l'indice de confiance selon les règles R2 pour l'angle de formage et R3 pour l'angle d'étirement.
2. Vérifier les règles mathématiques afin d'identifier les défauts potentiels.
3. Calculer la longueur des zones de fonctionnement du coin en utilisant des relations géométriques
4. Vérifier que la longueur totale du coin respecte la longueur de laminage totale disponible

Dans le cas où les angles de formage imposés sont proches ou en dehors des limites de stabilité, l'utilisateur peut décider d'ajouter un ou plusieurs profils intermédiaires dans les phases de pénétration ou d'étirement afin d'imposer des angles de formage et l'évolution de celui-ci jusqu'à la zone de calibrage. Dans la Figure 3-14 on peut observer deux coins de mise en forme pour fabriquer la même pièce. Dans le premier cas, l'angle de formage évolue de manière linéaire entre les profils principaux (pénétration, étirement et calibrage). Tandis que dans le deuxième cas, l'utilisateur a ajouté un profil intermédiaire dans la phase d'étirement. La valeur de l'angle de formage de ce profil impose l'évolution de l'angle de formage entre les profils principaux. L'angle d'étirement  $\beta$  peut également changer. Ce concept de profils intermédiaires est expliqué avec un cas d'exemple dans [2].

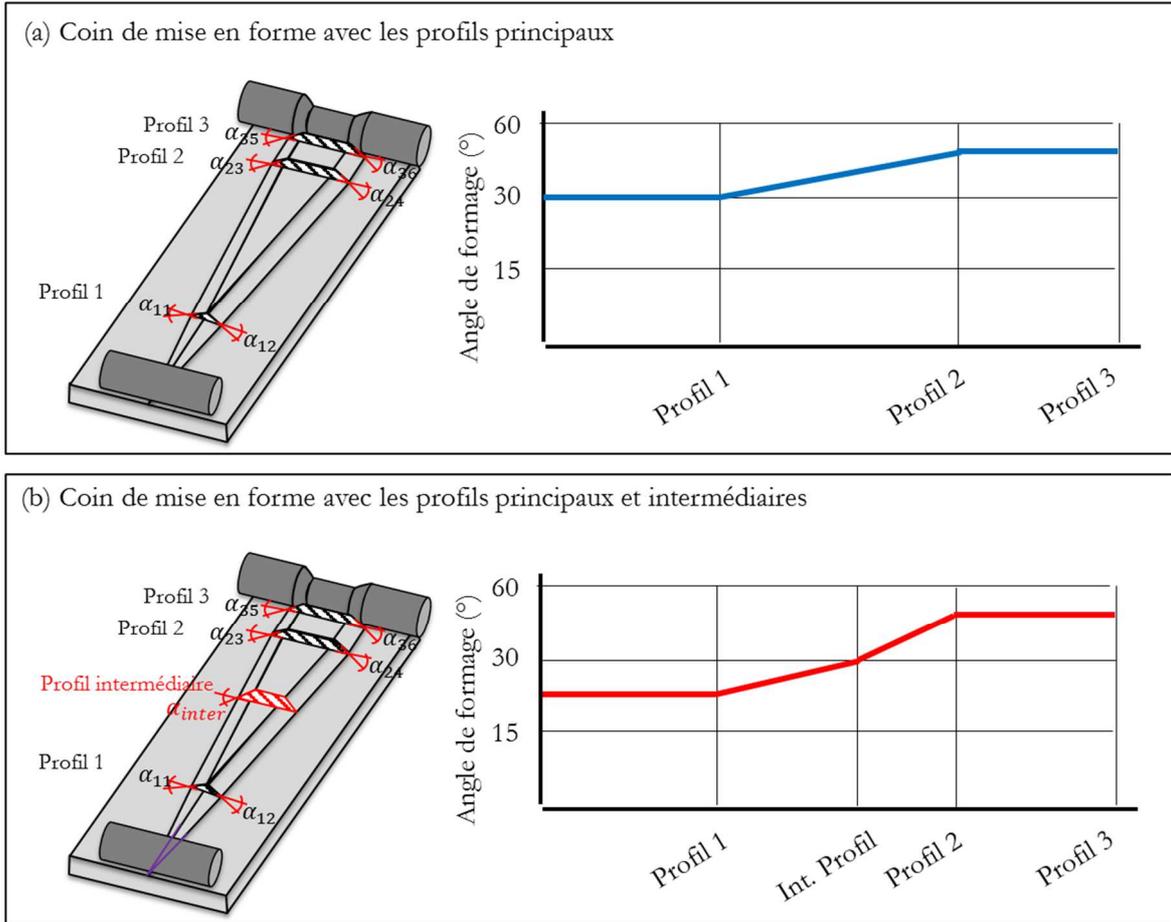
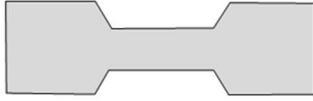


Figure 3-14 – Evolution de l'angle de formage  $\alpha$  dans le cas d'un coin (a) avec les profils principaux et (b) avec les profils principaux et intermédiaires

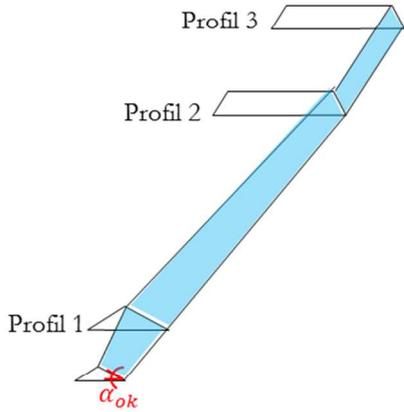
La Figure 3-15 illustre plusieurs stratégies pour intégrer les profils intermédiaires. Les schémas Figure 3-15(a) et (b) correspondent aux exemples présentés précédemment en Figure 3-14. Le premier cas est l'évolution progressive de l'angle de formage jusqu'à atteindre la valeur de l'angle  $\alpha$  imposé. Dans le deuxième cas, un profil intermédiaire a été ajouté de manière à garder un angle stable le plus longtemps possible et atteindre l'angle  $\alpha$  imposé à la fin de la phase d'étirement. Deux nouvelles stratégies sont présentées dans les schémas Figure 3-15(c) et (d). Le premier concerne les pièces à laminier avec un angle  $\alpha$  imposé important et le deuxième concerne les pièces à laminier avec un angle  $\alpha$  imposé faible. Ces stratégies proposent de garder un angle de formage stable tout au long de la phase d'étirement et d'atteindre progressivement le profil imposé.

Aujourd'hui l'introduction des sections intermédiaires n'est pas automatisée ni guidée. C'est la vue des indices de confiance d'un coin uniquement avec les profils principaux qui déclenche chez le concepteur la création de ces sections et la stratégie à prendre.

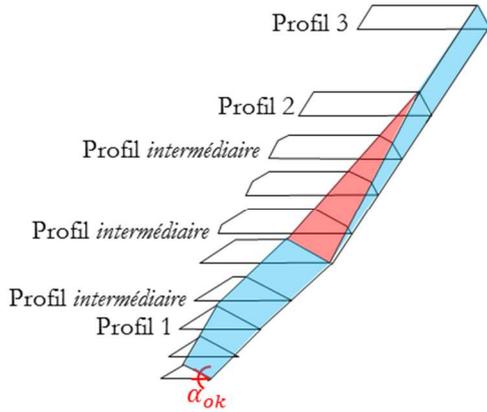
Pièces à laminer avec un angle  $\alpha_{\text{imposé}}$  important  
(Ex.  $\alpha_{\text{imposé}} > 50^\circ$ )



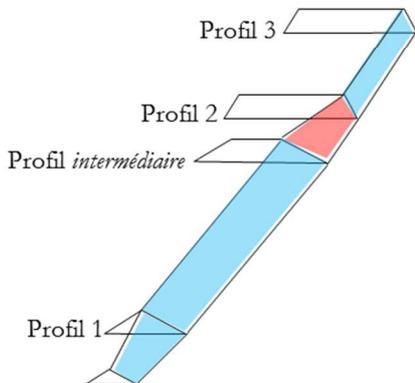
(a) Evolution linéaire de l'angle de formage  
Uniquement les profils principaux



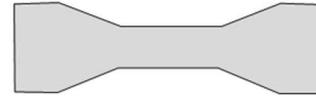
(b) Evolution guidée de l'angle de formage  
 $\alpha_{0k}$  tout au long de la phase d'étirement



(c) Evolution guidée de l'angle de formage  
Evolution vers l' $\alpha_{\text{imposé}}$  à la fin de la phase d'étirement



Pièces à laminer avec un angle  $\alpha_{\text{imposé}}$  faible  
(Ex.  $\alpha_{\text{imposé}} < 15^\circ$ )



(d) Evolution guidée de l'angle de formage  
 $\alpha_{0k}$  tout au long de la phase d'étirement

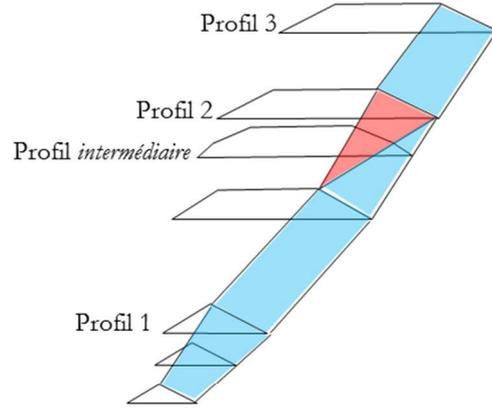


Figure 3-15 – Différentes stratégies pour intégrer les profils intermédiaires

Les angles de formage des profils intermédiaires ont également un indice de confiance associé.

Enfin, l'indice de confiance du coin est considéré comme l'indice de confiance minimum parmi les indices de confiance des paramètres géométriques. Ceci est dû au fait que des instabilités du procédé peuvent se produire même s'il y a un seul paramètre instable.

### 3.3.4 Optimisation globale de l'outillage

Dans la section précédente, la démarche pour la sélection locale des paramètres du coin a été présentée. Maintenant, la démarche pour l'optimisation globale de l'outillage est expliquée. Pour une pièce avec plusieurs réductions, chaque réduction a été analysée indépendamment. La méthodologie a analysé chaque configuration géométrique du coin, en analysant les indices de confiance des angles de formage ( $\alpha$ ) et d'étirement ( $\beta$ ) ainsi que le risque potentiel de l'apparition de défauts. Choisir la meilleure configuration du coin pour chaque réduction n'est pas toujours possible, parce qu'il y a des limitations, notamment la longueur de laminage disponible de la machine. Pour cela, il est nécessaire d'analyser les possibles combinaisons des coins, afin de sélectionner la meilleure configuration d'outillage compte tenu de la longueur de laminage. La meilleure configuration d'outillage est celle avec l'indice de confiance le plus élevé et avec le risque le plus faible d'apparition de défauts. Pour un outillage avec plusieurs coins, l'indice de confiance global de l'outillage est considéré comme l'indice de confiance minimum parmi les indices de confiance des coins.

La position relative entre les coins est donnée (Figure 3-16) :

- Dans l'axe  $y$  la position relative des coins est donnée par les caractéristiques géométriques de la pièce laminée
- Dans l'axe  $x$  la position relative des coins est donnée par la règle R6 du Tableau 1-1 de synthèse de règles (page 28). Cette règle annonce que : un deuxième coin peut être positionné au moins à la fin de la zone d'étirement du coin précédent. Le deuxième coin doit être positionné de manière à ce que la formation de la réduction précédente soit finalisée. La position relative des coins a un impact sur la longueur totale de laminage, c'est pourquoi la méthodologie COLT tient compte de cette règle pour vérifier que la configuration de l'outillage ne dépasse pas la course maximale de la machine.

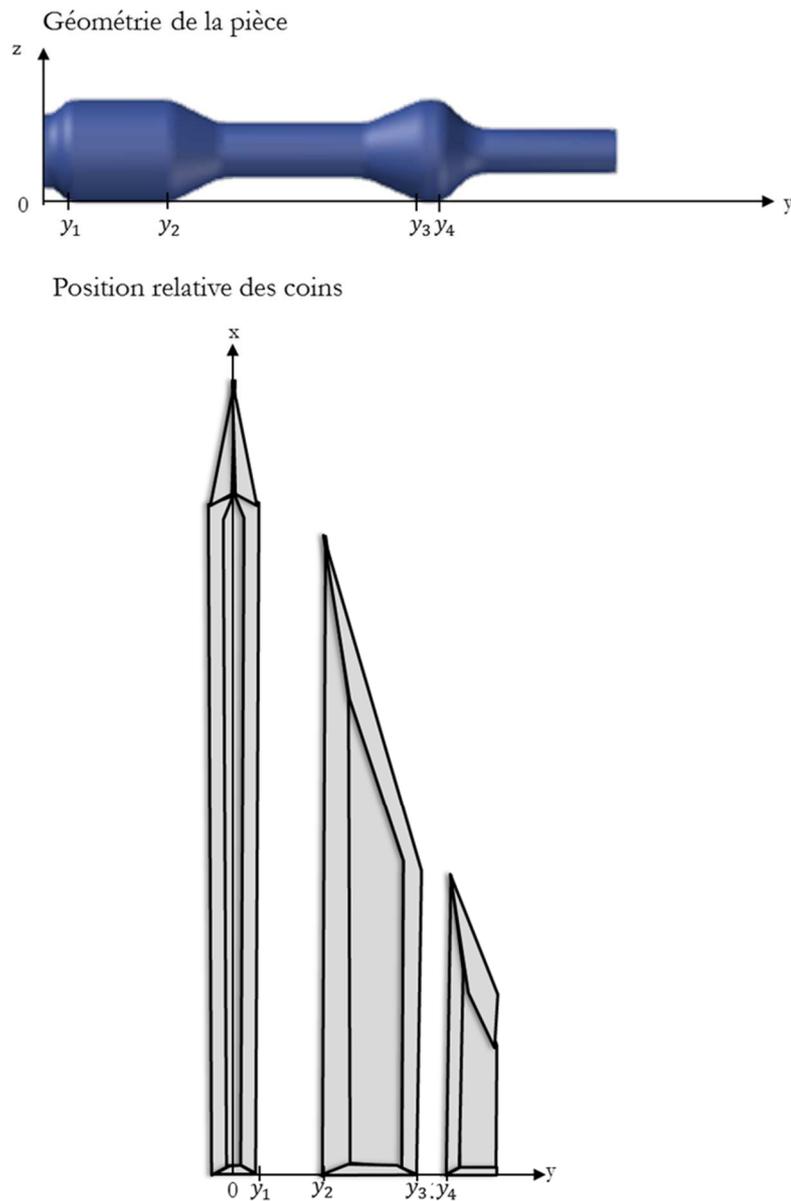


Figure 3-16 – Position relative des coins

### 3.4 Evaluation de la méthodologie COLT

Le but de cette étude est d'évaluer la cohérence relative entre les résultats issus de COLT et le comportement simulé du laminage sous le logiciel ForgeNXT®. En d'autres mots, on analyse en simulation si on obtient la pièce laminée avec les défauts potentiels identifiés par COLT.

Dans le sens logique de l'utilisation de la méthodologie COLT, un utilisateur conçoit un outillage en suivant une par une les étapes. Grâce aux indices de confiance l'utilisateur peut identifier quels paramètres géométriques présentent un risque important de causer des instabilités et quel est le type de défaut résultant sur la pièce laminée. Dans cette étude, on va utiliser COLT de façon inverse. C'est-à-dire, on va identifier quel est le type de défaut que l'on souhaite avoir sur la pièce laminée, pour ensuite identifier quel est l'indice

de confiance que l'on souhaite avoir nul et donc concevoir l'outillage avec les paramètres géométriques causant le défaut souhaité.

La pièce d'étude est du type préforme de bielle symétrique avec 5 réductions. Le schéma de la Figure 3-17 illustre la pièce. Elle est de troisième catégorie, suivant la classification de pièces et la configuration de l'outillage. L'outil comporte un coin principal pour la réduction centrale et des coins latéraux pour les réductions de la tenue et du corps de bielle.

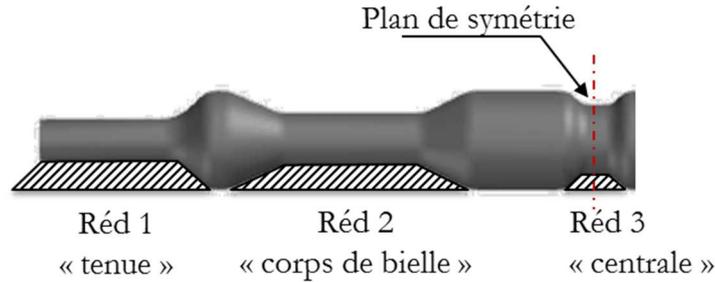


Figure 3-17 – Schéma de la pièce laminée du cas d'étude COLT

### 3.4.1 Mise en place du plan d'expériences

Trois défauts caractéristiques de pièces laminées sont choisis : (a) glissement, (b) striction et (c) cavités internes. Les règles mathématiques associées à chacun des défauts sont les règles R7 à R9 du tableau de synthèse. Les équations sont rappelées ici : (28) pour le glissement, (29) striction et (30) cavités internes.

(R7) Glissement

$$(0,15 + 0,0038\alpha)\beta^{0,925} \leq 1,93 \quad (28)$$

(R8) Striction

$$\delta \leq (2 + \pi \tan \alpha \tan \beta) + \sqrt{\frac{3\pi}{\frac{2 \tan \alpha^3 \tan \beta}{\xi}}} \quad (29)$$

avec

$$\delta = \frac{D}{d}$$

$$\xi = 51,559e^{-0,0416\alpha}$$

(R9) Cavités internes

$$(0,15 + 0,0038\alpha)\beta^{0,325} \geq M \quad (30)$$

où M est un paramètre propre du matériau qui varie entre  $0,35 \leq M \leq 0,4$

Les paramètres géométriques des trois coins de mise en forme sont illustrés dans la Figure 3-18. Pour cette étude paramétrique on a fait varier uniquement les paramètres géométriques du coin de la réduction du corps de bielle. Cela veut dire que les coins de mise en forme des réductions centrale et de la tenue sont identiques pour les trois outillages et que les paramètres géométriques de ces deux coins sont optimisés à

l'aide de COLT. Selon la Figure 3-18 pour la réduction du corps de bielle, les angles à définir par COLT sont deux angles d'étirement  $\beta_{211}$  et  $\beta_{223}$  ; et un angle de formage  $\alpha_{211}$ . Dans le cadre de l'étude, on a établi  $\beta_{211} = \beta_{223}$ . De manière à faire varier uniquement une paire d'angles  $\alpha$  et  $\beta$  afin d'obtenir les défauts de laminé souhaités.

Angles définis à l'aide de COLT

Angles imposés par la géométrie de la pièce

Angles obtenus par relations géométriques

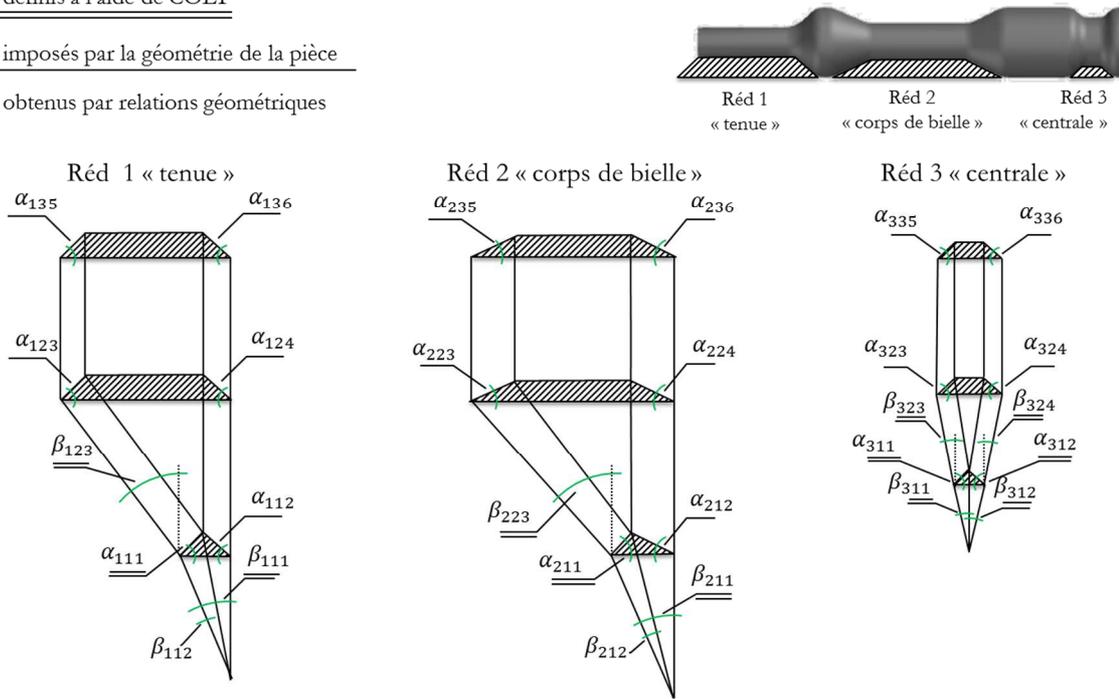


Figure 3-18 – Paramètres géométriques des trois coins de mise en forme de l'outillage de laminage transversal

Les règles des équations (28), (29) et (30), pour les défauts de glissement, striction et cavités internes respectivement, ont été tracées pour un rapport de réduction  $\delta = 1,9$ . Le résultat est présenté en Figure 3-19 où les zones colorées représentent les combinaisons d'angles  $\alpha$  et  $\beta$  produisant les défauts de laminage. Les graphes avec les zones de défauts ont été montrés dans la première partie du chapitre, mais elles sont reprises ici pour montrer graphiquement la sélection des angles  $\alpha_{211}$  et  $\beta_{211}$  de chaque outillage au milieu des zones.

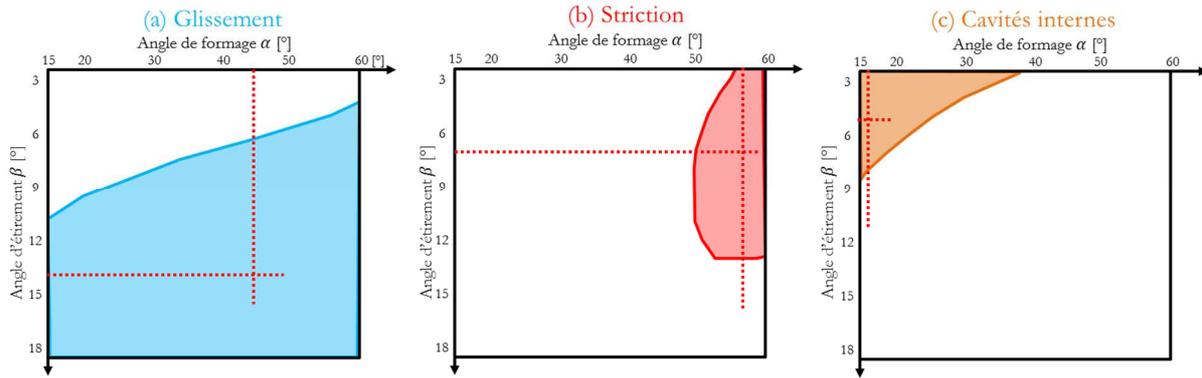


Figure 3-19 – Zones de défauts de (a) glissement, (b) striction et (c) cavités internes

Les paramètres géométriques choisis pour les trois outillages sont présentés en Tableau 3-2.

Outillage	Type de défaut	$\alpha_{211}$ [°]	$\beta_{211}$ [°]	$\beta_{223}$ [°]
(a)	Glissement	45	14	14
(b)	Striction	58	7	7
(c)	Cavités internes	16	5	5

Tableau 3-2 – Plan d'expériences

### 3.4.2 Résultats

Trois simulations ont été lancées sous le logiciel ForgeNXT®. Le modèle des simulations est décrit dans le chapitre 2. Les pièces laminées résultantes des simulations sont présentées en Figure 3-20. La première observation faite est que pour un même lopin initial, la répartition finale de la matière de la pièce est différente pour chaque cas. Dans le cas (a) (glissement) et (b) (striction) les pièces ne respectent pas les dimensions géométriques attendues, un excès de matière se trouve vers l'extrémité de la pièce. Pour la pièce laminée du cas (a) (glissement) le manque de matière se trouve au niveau de la réduction de la tenue où il semble y avoir un défaut de striction et de torsion. Pour le cas (b) (striction) il semble évident que le défaut de striction se trouve dans la réduction du corps de bielle. La pièce laminée du cas (c) (cavités internes) ne semble pas présenter de striction. Un léger défaut de rectitude est observé. Après ces premières constatations, chaque défaut a été caractérisé et quantifié.

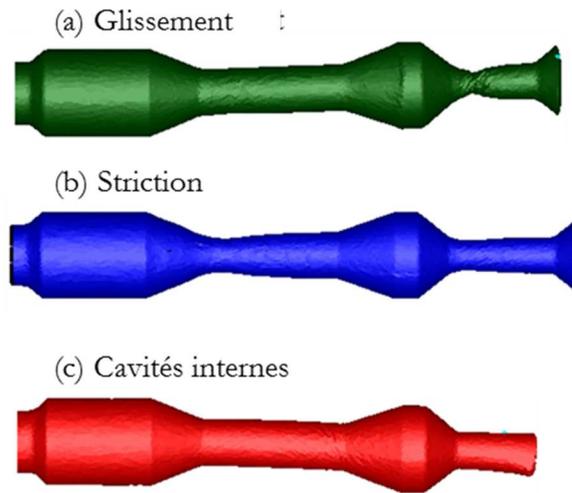


Figure 3-20 – Pièces laminées résultantes en simulation (a) outillage Glissement, (b) outillage Striction et (c) outillage Cavités internes

Le premier phénomène analysé est la striction. La striction d'un produit laminé se produit à cause d'instabilités associées à l'effort axial pendant la déformation de la pièce [13]. Les efforts appliqués par les facettes actives du coin sollicitent la partie réduite de la pièce en traction, quand l'effort axial dépasse la limite élastique du matériau la striction apparaît. Elle se caractérise par une réduction d'une région localisée du diamètre de la section transversale.

Il semble important de faire ici un rappel du phénomène de conicité de la réduction du corps de bielle analysé dans le chapitre 2 et d'expliquer les différences par rapport au phénomène de striction (voir Figure 3-21). Le phénomène de conicité est dû à la différence des efforts subis par les sections 1 et 2. La section 1 est formée en premier, à la fin de la phase de pénétration et elle supporte les efforts axiaux pendant la formation de toute la réduction ; tandis que la section 2 est formée en dernier, à la fin de la phase d'étirement. Le phénomène de conicité favorise toutefois les instabilités menant à l'apparition du défaut de striction.

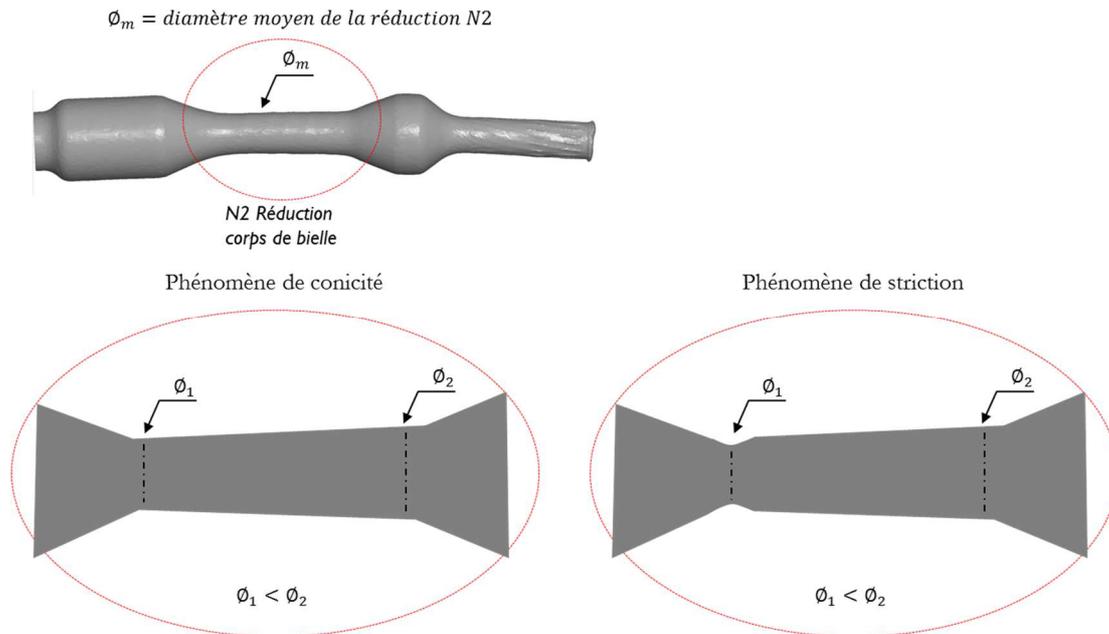


Figure 3-21 – Comparaison du phénomène de conicité et le phénomène de striction

A première vue, on peut se rendre compte que la pièce laminée (b) (striction) a effectivement une zone localisée de striction plus importante dans la réduction du corps de bielle. La matière manquante se retrouve dans l'extrémité de la pièce. Pour quantifier la striction, un bon indicateur est le pourcentage de striction  $z\%$ . Celui-ci est calculé selon l'équation (31) où  $S_0$  est l'aire de la section théorique et  $S_u$  est l'aire de la section analysée.

$$z\% = \frac{S_0 - S_u}{S_0} * 100 \quad (31)$$

Le pourcentage de striction a été calculé sur plusieurs sections transversales de la réduction du corps de bielle. Les résultats des analyses sont représentés graphiquement en Figure 3-22. Les premières observations sont confirmées, le pourcentage de striction de la pièce (b) (striction) est en effet plus important en comparaison avec les pièces (a) (glissement) et (c) (cavités internes). Non seulement l'amplitude du défaut est plus élevée, avec un rapport de 11 par rapport au (a), mais la zone de striction est aussi plus étendue.

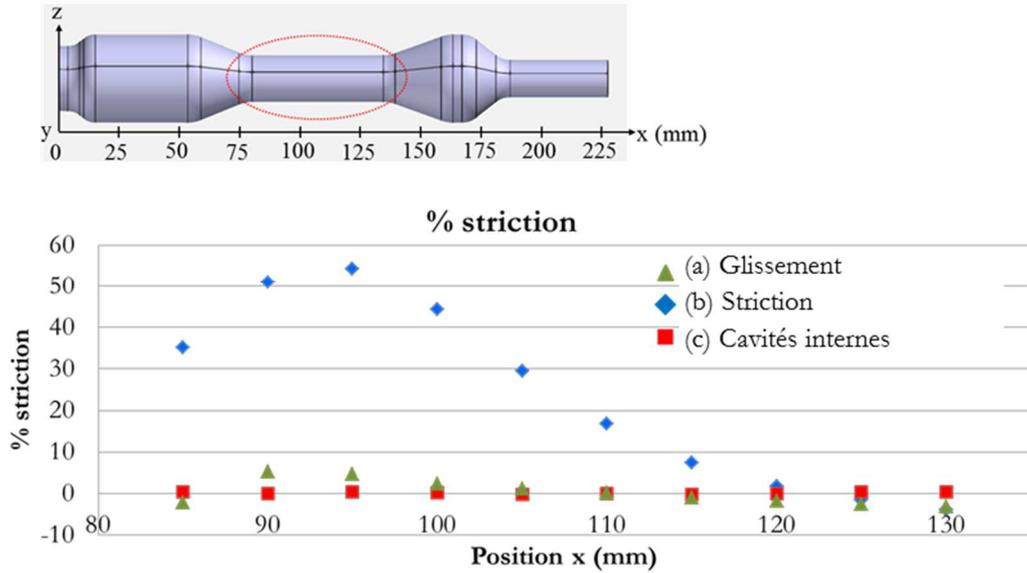


Figure 3-22 – Résultats d'analyse du défaut de striction

Les mécanismes menant à la formation et à la propagation de cavités internes ont été étudiés par différents auteurs. D'après Fu et Dean [3] une des causes possibles est l'alternance cyclique en compression et traction. D'après Mangin [2] une deuxième cause possible est l'aspect cyclique des contraintes de cisaillement, la propreté inclusionnaire de l'acier étant également un facteur aggravant [14].

Dans la littérature, le risque d'apparition des cavités internes a été étudié par l'application des critères d'endommagement. Les plus utilisés sont les critères de Cockcroft-Latham [15] et de Oyane [16]. Des exemples de la littérature sur le laminage transversal qui ont utilisé le critère Cockcroft-Latham sont [14], [17], [18]. Le modèle d'endommagement est présenté dans l'équation (32). Il est une donnée de sortie disponible par défaut du logiciel ForgeNXT®. Un exemple de la littérature ayant utilisé le critère d'Oyane est [19]. Le modèle est présenté dans l'équation (33). Le modèle est disponible dans le logiciel de simulation et peut être intégré en tant que variable utilisateur. Un troisième modèle d'endommagement utilisé est le critère de Rice-Tracey [20], le modèle est également disponible dans le logiciel. Les trois critères ont été analysés dans cette étude.

Cockcroft-Latham

$$C_{cr} = \int_0^{\bar{\epsilon}_f} \frac{\sigma_{max}}{\sigma} d\bar{\epsilon} \quad (32)$$

où  $\bar{\epsilon}$  = déformation équivalente

$\bar{\epsilon}_f$  = déformation à rupture

$\sigma_{max}$  = contrainte maximale

$\sigma$  = contrainte équivalente

Oyane

$$C_{cr} = \int_0^{\bar{\epsilon}_f} \left( C_1 + \frac{\sigma_H}{\sigma} \right) d\bar{\epsilon} \quad (33)$$

où  $\sigma_H =$  contrainte hydrostatique

$$\sigma_H = \frac{1}{3}(\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3)$$

$$C_1 = 3$$

Rice-Tracey

$$C_{cr} = \int_0^{\bar{\epsilon}_f} C_1 e^{(C_2 \frac{\sigma_H}{\sigma})} d\bar{\epsilon} \quad (34)$$

où  $C_1 = 0,283$

$$C_2 = 1,5$$

Pour analyser le risque d'apparition des cavités internes selon les trois critères d'endommagement, un plan de coupe a été positionné passant par l'axe de la pièce comme illustré dans la Figure 3-23.

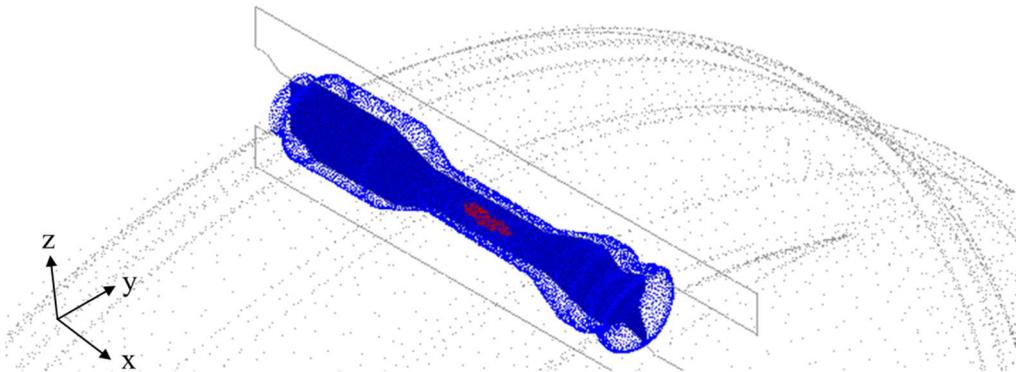


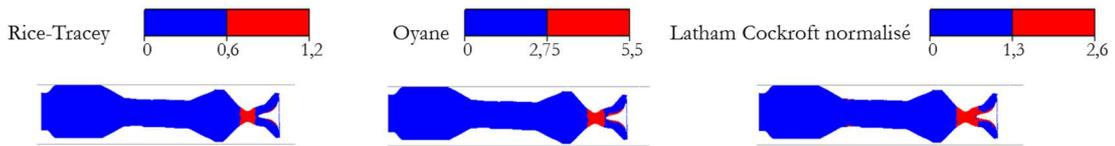
Figure 3-23 – Plan de coupe (0 1 0) pour l'analyse de cavités internes

Les résultats sont présentés en Figure 3-24 où on peut observer les pièces laminées à la fin du cycle de laminage, à l'instant  $t = 4,2s$ . On peut observer que les résultats des trois critères sont cohérents entre eux car les zones de risque d'endommagement se trouvent aux mêmes endroits. Pour les cas (a) (glissement) et (b) (striction) la concentration de déformation se trouve dans les zones de striction. Pour le troisième cas (c) (cavités internes), les trois critères sont en accord prédisant un risque important de cavités internes au centre de la pièce dans la réduction du corps de bielle.

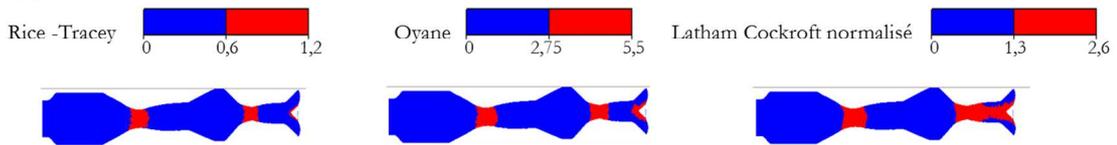
Les analyses montrent que les critères d'endommagement ont mis en évidence deux phénomènes, le phénomène de cavités internes et le phénomène de striction.

Pièces laminées à l'instant  $t=4,2s$

(a) Glissement



(b) Striction



(c) Cavités internes

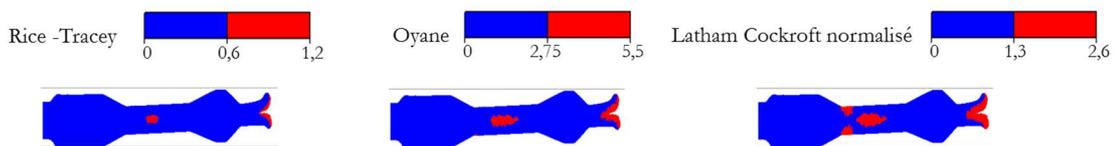


Figure 3-24 – Analyse des cavités internes des pièces laminées des cas (a) glissement, (b) striction et (c) cavités internes selon les critères d'endommagement de Latham- Cockroft, Oyane et Rice-Tracey

Pour analyser le risque de glissement, on a utilisé des capteurs mobiles positionnés en surface du lopin comme illustré en Figure 3-25. Le but étant de suivre la trajectoire des capteurs dans la direction  $\xi$  tout au long du cycle de laminage.

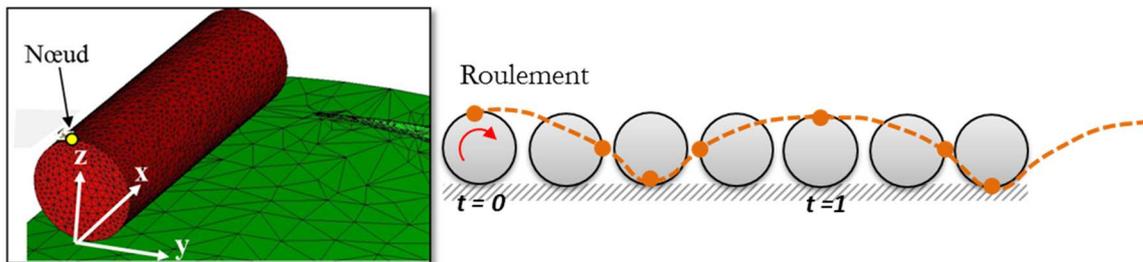


Figure 3-25 – Positionnement du nœud pour l'analyse du phénomène de glissement

On fait l'hypothèse que le phénomène du glissement se produit si le capteur reste dans sa position  $\xi$  pendant un temps prolongé formant un méplat comme illustré en Figure 3-26. Six nœuds sont placés en surface du lopin comme illustré en Figure 3-27(a). La position finale des nœuds est observée en Figure 3-27(b) pour chaque cas.

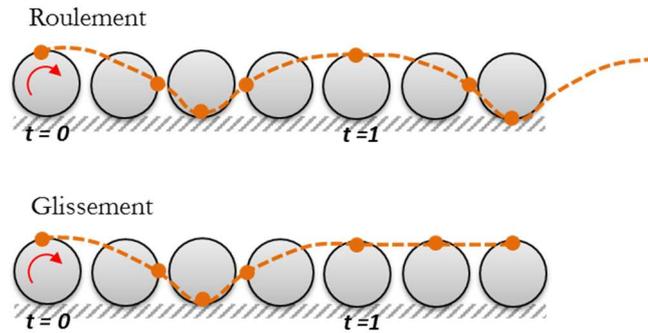
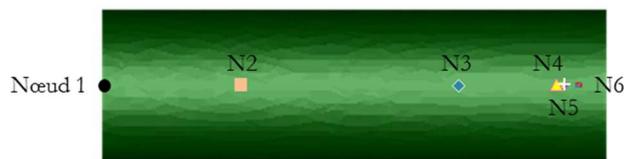


Figure 3-26 – Analyse du phénomène de glissement

(a) Position initiale de nœuds



(b) Position finale de nœuds

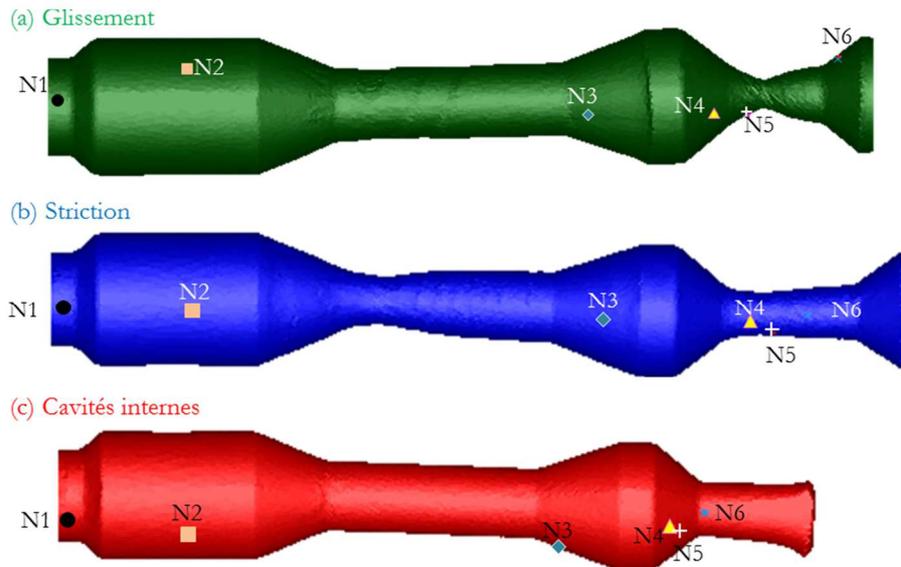


Figure 3-27 – Analyse du glissement. Position initiale et finale des nœuds

On commence par analyser la simulation du cas de glissement. La trajectoire des nœuds en direction  $x$  a été analysée pour les nœuds N3 à N6. Les résultats sont présentés en Figure 3-28. Ils permettent de constater qu'un glissement franc ne se produit pas car les nœuds tournent pendant tout le cycle de laminage. En revanche, on observe un phénomène de torsion vers l'instant  $t=1,5s$  et s'accumule jusqu'à la fin. Celui-ci se traduit dans les courbes par un décalage temporel des courbes.

En analysant les trajectoires des nœuds des simulations (a) (striction) et (b) (cavités internes), on n'observe pas non plus un glissement franc mais un décalage angulaire progressif.

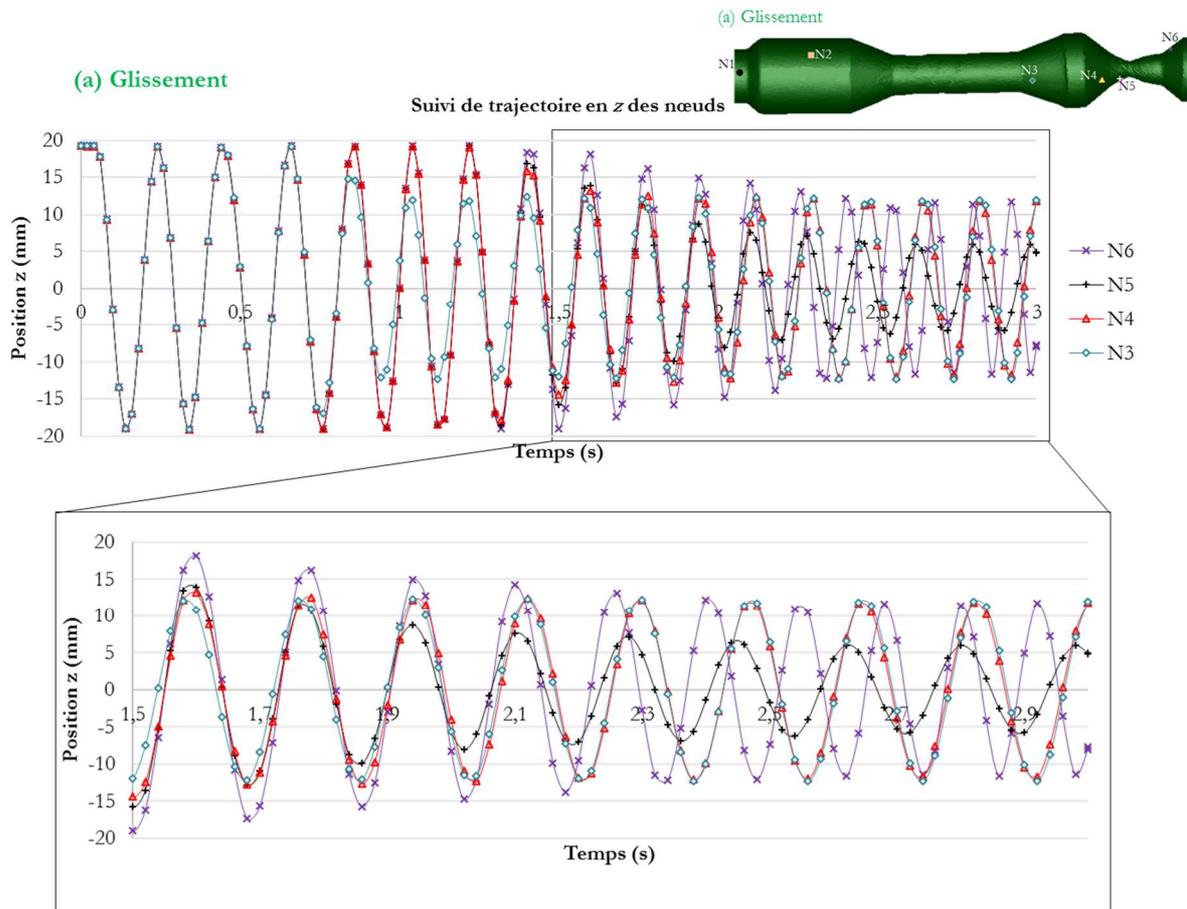


Figure 3-28 – Suivi de trajectoire en direction z des nœuds pour la simulation du cas de glissement

Dans le chapitre 2 lors de l'étude paramétrique, une simulation a été effectuée avec un coefficient de frottement plus faible. La pièce résultante laminée a présenté un défaut de striction très fort favorisé par le glissement. Dans le but d'observer ce dernier, l'analyse de suivi de la trajectoire de nœuds a été réalisée. Néanmoins, de même que pour les simulations précédentes, les résultats ne montrent pas un glissement franc.

En synthèse, le phénomène de glissement n'a pas été constaté directement en simulation suivant l'analyse effectuée. Si le phénomène de glissement est très localisé, il semble difficile de l'observer car il faudrait suivre la trajectoire d'un nombre de nœuds trop important. On a pu constater des variations de vitesse entre les nœuds menant au phénomène de torsion. Ceci a été constaté dans la simulation (a) (glissement) et dans la simulation avec le coefficient de frottement faible (chapitre 2) avant la striction.

Les résultats de l'étude paramétrique numérique ont montré une cohérence globale entre les résultats de la simulation et les prédictions de COLT. On constate par la simulation certains défauts lorsque les paramètres géométriques sont favorables à leur apparition. Le phénomène de striction accru a été constaté. La formation des cavités internes a été également mise en évidence par l'utilisation de plusieurs critères d'endommagement (Latham et Cockcroft, Oyane, Rice et Tracey). La formation de la cavité n'est toutefois pas simulée. Concernant le glissement, il n'a pas été constaté directement. On a observé un phénomène de

torsion important dans les simulations favorisant le glissement (simulation (a) et simulation avec un coefficient de frottement faible).

### 3.5 Conception d'outillage suivant la méthodologie COLT du cas industriel

Une fois l'évaluation de COLT faite, la méthodologie a été appliquée au cas d'étude industriel de la préforme de bielle « ADJ ». Les paramètres géométriques des trois coins de mise en forme ont été optimisés suivant la méthodologie de conception, le résultat est un outillage appelé « COLT ». Le premier but de cette partie d'étude est de comparer la stabilité de cet outillage avec celle des outillages de production « CHEMNITZ » et « ADJ ». Pour rappel, on appelle « CHEMNITZ » l'outillage conçu par l'institut IWU Chemnitz ; et « ADJ » l'outillage actuellement en production.

Cette comparaison est faite d'une part avec les indices de confiance et l'identification de défauts potentiels ; et d'autre part grâce au comportement du laminé en simulation numérique. Les résultats des analyses permettront d'atteindre l'objectif final : utiliser la méthodologie COLT pour identifier les possibles améliorations géométriques à apporter à l'outillage de production « ADJ » dans l'esprit d'améliorer la stabilité du procédé.

Dans le chapitre 1 le lecteur trouve une description détaillée de l'évolution de l'outillage « CHEMNITZ » vers l'outillage « ADJ ». Dans ce paragraphe, une synthèse est faite. Il y a des variations de dimensions de la pièce laminée. La pièce laminée avec l'outillage « CHEMNITZ » a des taux de réduction de diamètre plus importants dans les réductions de la tenue et du corps de bielle. Ces rapports de réduction de diamètre ( $Ed$ ) sont synthétisés en Tableau 3-3 où ils sont calculés selon l'équation (1) du Tableau 1-1 de synthèse de règles (page28). L'équation est rappelée ci-après :

$$Ed = \frac{Di - Dmin}{Di}$$

La règle établit que le rapport de réduction doit être dans l'intervalle  $16\% \leq Ed \leq 58\%$ . Il est possible de constater que l'outillage « CHEMNITZ » a des rapports de réduction plus importants, étant à la limite de l'intervalle de stabilité pour la réduction de la tenue. Un rapport de réduction important augmente le risque de striction, de spirilage ou même de problèmes de rotation du lopin [17]. Il est important de clarifier que l'outillage « COLT » est conçu pour fabriquer la pièce laminée actuellement en production, c'est-à-dire, la pièce laminée fabriquée avec l'outillage « ADJ ».

% de Rapport de réduction de diamètre ( $Ed$ )			
	Chemnitz	ADJ	COLT
Réduction de la tenue	58,7	56,3	56,3
Réduction du corps de bielle	48,4	46,3	46,3
Réduction centrale	28,4	28,4	28,4

Tableau 3-3 – Synthèse du rapport de réduction de diamètre

Concernant les différences géométriques entre les outillages « CHEMNITZ » et « ADJ », il y a uniquement un angle d'étirement qui change, le reste des paramètres restant identique. Les paragraphes suivants se déroulent de la manière suivante. D'abord une numérotation des paramètres géométriques de l'outillage est présentée. Ensuite, les paramètres optimisés par COLT sont exposés. Finalement, un tableau comparatif avec tous les paramètres géométriques des outillages « CHEMNITZ », « ADJ » et « COLT » est donné.

Les trois figures suivantes Figure 3-29, Figure 3-30 et Figure 3-31 illustrent les paramètres géométriques des coins de la tenue, du corps de bielle et central. Ci-après un récapitulatif des angles optimisés à l'aide de COLT est fait. Pour le coin latéral de la tenue les angles de la zone de pénétration sont  $\alpha_{111} = 24^\circ$  et  $\beta_{111} = 10^\circ$  et dans la zone d'étirement  $\beta_{123} = 4^\circ$ . Pour le coin latéral du corps de bielle les angles de la zone de pénétration sont  $\alpha_{211} = 19^\circ$  et  $\beta_{211} = 13^\circ$  et dans la zone d'étirement  $\beta_{223} = 10^\circ$ . Pour le coin principal central les angles de la zone de pénétration sont  $\alpha_{311} = \alpha_{312} = 40^\circ$  et  $\beta_{311} = \beta_{312} = 5^\circ$  et dans la zone d'étirement  $\beta_{323} = \beta_{324} = 5^\circ$ .

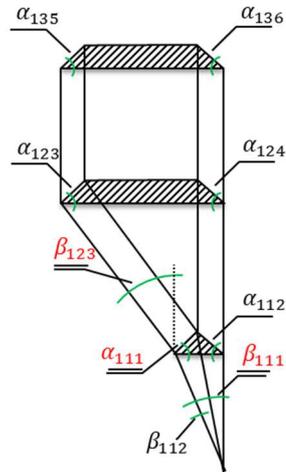
Selon les règles de positionnement des coins et R6 du tableau de synthèse, la position relative des coins est telle qu'un coin est positionné dans la zone de calibrage du coin précédent. Le lopin fait au moins  $\frac{1}{2}$  tour dans la zone de calibrage du coin précédent avant d'entrer dans la zone de pénétration du coin suivant. L'outil est conçu de telle sorte à ce qu'il y ait recouvrement de la phase de calibrage du coin précédent par la phase de pénétration du coin suivant. Cela permet de réduire la longueur totale de l'outil et d'assurer un meilleur guidage du lopin.

### Réduction de la tenue

Angles définis à l'aide de COLT

Angles imposés par la géométrie de la pièce

Angles obtenus par relations géométriques



Réd 1  
« tenue »

Paramètre [°]	Outillage «COLT »
$\alpha_{111}$	24
$\alpha_{112}$	39
$\beta_{111}$	10
$\alpha_{123}$	39
$\alpha_{124}$	39
$\beta_{123}$	4
$\alpha_{135}$	39
$\alpha_{136}$	39

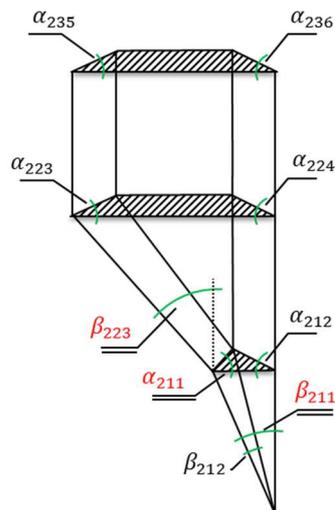
Figure 3-29 – Paramètres géométriques du coin de la tenue de l'outillage « COLT »

### Réduction du corps de bielle

Angles définis à l'aide de COLT

Angles imposés par la géométrie de la pièce

Angles obtenus par relations géométriques



Réd 2  
« corps de bielle »

Paramètre [°]	Outillage «COLT »
$\alpha_{211}$	19
$\alpha_{212}$	22
$\beta_{211}$	13
$\alpha_{223}$	19,7
$\alpha_{224}$	22
$\beta_{223}$	10
$\alpha_{235}$	19,7
$\alpha_{236}$	22

Figure 3-30 – Paramètres géométriques du coin du corps de bielle de l'outillage « COLT »

### Réduction centrale

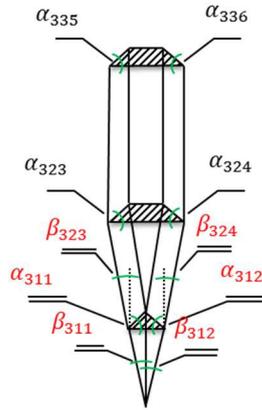
Angles définis à l'aide de COLT

Angles imposés par la géométrie de la pièce

Angles obtenus par relations géométriques



Réd 3  
« centrale »



Paramètre [°]	Outillage «COLT »
$\alpha_{311}$	40
$\alpha_{312}$	40
$\beta_{311}$	5
$\beta_{312}$	5
$\alpha_{323}$	41
$\alpha_{324}$	41
$\beta_{323}$	5
$\beta_{324}$	5
$\alpha_{335}$	41
$\alpha_{336}$	41

Figure 3-31 – Paramètres géométriques du coin central de l'outillage « COLT »

Avant d'analyser la stabilité du procédé, les paramètres géométriques des outillages « CHEMNITZ » et « ADJ » sont exposés dans trois tableaux comparatifs, un tableau par coin.

Pour résumer, l'outillage « COLT » possède des angles d'étirement  $\beta$  plus importants dans la zone de pénétration des trois coins que ceux des outils « Chemnitz » et « ADJ ». L'outillage « ADJ » possède un angle d'étirement  $\beta_{123}$  plus faible ( $11^\circ$ ) que celui de l'outillage « Chemnitz » ( $13^\circ$ ). Les outillages industriels possèdent des angles *intermédiaires*  $\alpha$  afin de contrôler l'évolution de l'angle de formage et la longueur des zones de pénétration et d'étirement. Le concept des angles intermédiaires a été expliqué dans les améliorations apportées à la méthodologie (partie 3.3.3 Optimisation locale pour la sélection des paramètres du coin).

Paramètre [°]	Outillage « Chemnitz »	Outillage « ADJ »	Outillage « COLT »
$\alpha_{111}$	44	44	24
$\alpha_{111}$ <i>intermédiaire*</i>	23	23	
$\alpha_{112}$	39	39	39
$\beta_{111}$	8,7	8,7	10
$\alpha_{123}$	39	39	39
$\alpha_{124}$	39	39	39
$\beta_{123}$	13	11	4
$\alpha_{135}$	39	39	39

$\alpha_{136}$	39	39	39
----------------	----	----	----

Tableau 3-4 – Tableau comparatif des paramètres géométriques du coin de la tenue

Paramètre [°]	Outillage « Chemnitz »	Outillage « ADJ »	Outillage « COLT »
$\alpha_{211}$	26	26	19
$\alpha_{211}$ intermédiaire*	30	30	
$\alpha_{212}$	22	22	22
$\beta_{211}$	9	9	13
$\alpha_{223}$	19,7	19,7	19,7
$\alpha_{224}$	22	22	22
$\beta_{223}$	9	9	10
$\alpha_{235}$	19,7	19,7	19,7
$\alpha_{236}$	22	22	22

Tableau 3-5 – Tableau comparatif des paramètres géométriques du coin du corps de bielle

Paramètre [°]	Outillage « Chemnitz »	Outillage « ADJ »	Outillage « COLT »
$\alpha_{311}$	28	28	40
$\alpha_{312}$	28	28	40
$\beta_{311}$	3,7	3,7	5
$\beta_{312}$	3,7	3,7	5
$\alpha_{323}$	41	41	41
$\alpha_{324}$	41	41	41
$\beta_{323}$	4	4	5
$\beta_{324}$	4	4	5
$\alpha_{335}$	41	41	41
$\alpha_{336}$	41	41	41

Tableau 3-6 – Tableau comparatif des paramètres géométriques du coin central

### 3.5.1 Comparaison des indices de confiance et risque des défauts

Les indices de confiance des paramètres choisis des trois outillages sont synthétisés dans les tableaux Tableau 3-7, Tableau 3-8, et Tableau 3-9 pour les coins de la tenue, du corps de bielle et central respectivement. Egalement les risques de défauts de striction, glissement et cavités internes ont été représentés graphiquement dans les figures Figure 3-32, Figure 3-33 et Figure 3-34.

3.5.1.1 Réduction de la tenue (N1)

Globalement, pour la réduction de la tenue, l'outillage « COLT » a un angle de formage  $\alpha_{111}$  avec un meilleur indice de confiance comparé aux outillages « CHEMNITZ » et « ADJ ». Les trois outillages ont un indice de confiance de 0,6 pour l'angle d'étirement de la zone d'étirement. Concernant le risque de défauts, il semble que les paires d'angles ( $\alpha$  et  $\beta$ ) des trois outillages ne génèrent pas de risque de cavités internes. Cependant, un risque de striction existe pour les outillages « CHEMNITZ » et « ADJ ». Enfin, un risque de glissement existe, celui-ci étant plus important pour les outillages « CHEMNITZ » et « ADJ » (dans les zones de pénétration et étirement) et uniquement dans la zone de pénétration de l'outillage « COLT ». Il semble important de noter une limitation des règles de conception. Dans la littérature, les règles concernent les réductions « classiques » du type réduction centrale ou corps de bielle et celles-ci ne prennent pas en compte les particularités de la formation de la réduction de la tenue, tel que l'effet tulipe. C'est pourquoi il faut rester prudent vis-à-vis des analyses.

Paramètre [°]	Outillage « Chemnitz »	$I_c$	Outillage « ADJ »	$I_c$	Outillage « COLT »	$I_c$
$\alpha_{111}$	44	0,7	44	0,7	24	1
$\alpha_{111}$ intermédiaire*	23	1	23	1		
$\beta_{111}$	8,7	1	8,7	1	10	1
$\alpha_{123}$	39	1	39	1	39	1
$\beta_{123}$	13	0,6	11	1	4	0,6

Tableau 3-7 – Récapitulatif des indices de confiance du coin de la tenue (N1)

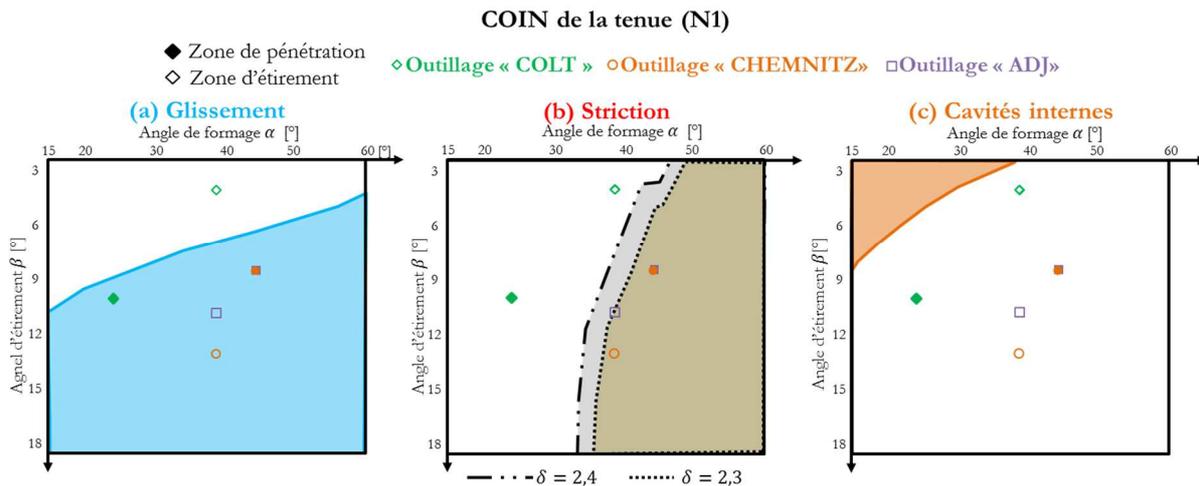


Figure 3-32 – Zones de risque de défauts du coin de la tenue (N1)

3.5.1.2 Réduction du corps de bielle (N2)

Pour la réduction du corps de bielle, les outillages « CHEMNITZ » et « ADJ » ont globalement des indices de confiance plus élevés. L'outillage « COLT » a un angle d'étirement plus fort dans la zone de

pénétration. Dans les graphes de zones de risque de défauts, on peut observer que le risque de glissement est plus important pour l'outillage « COLT » aussi bien dans la zone de pénétration et dans la zone d'éirement. Enfin, le risque de striction est plus important pour l'outillage « CHEMNITZ » étant donné que le taux de réduction est plus important.

Paramètre [°]	Outillage « Chemnitz »	$I_c$	Outillage « ADJ »	$I_c$	Outillage « COLT »	$I_c$
$\alpha_{211}$	26	1	26	1	19	0,9
$\alpha_{211intermédiaire*}$	30	1	30	1		
$\beta_{211}$	9	1	9	1	13	0,6
$\alpha_{223}$	19,7	0,9	19,7	0,9	19,7	0,9
$\beta_{223}$	9	1	9	1	10	1

Tableau 3-8 – Récapitulatif des indices de confiance du coin du corps de bielle (N2)

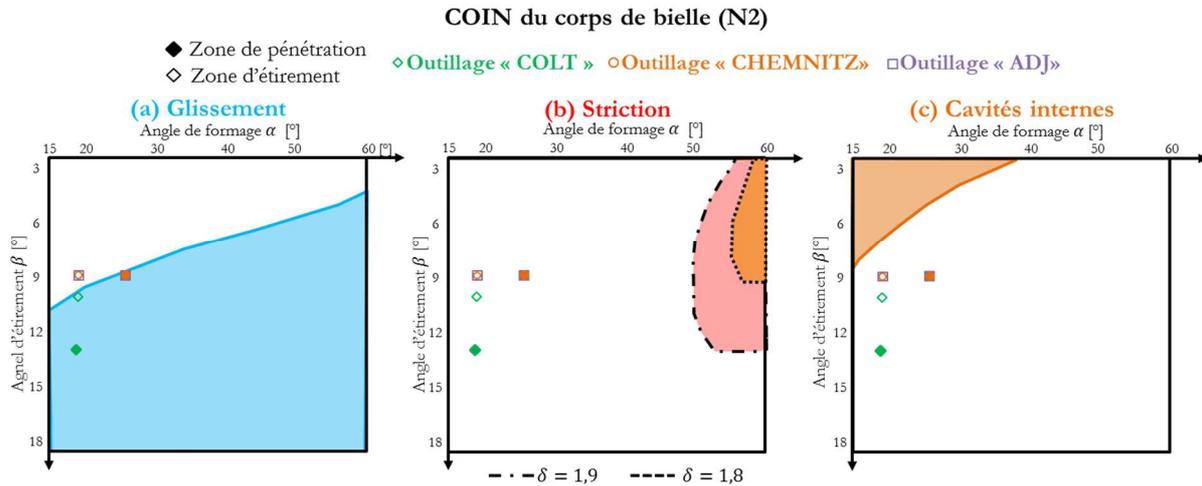


Figure 3-33 – Zones de risque de défauts du coin du corps de bielle (N2)

### 3.5.1.3 Réduction centrale (N3)

L'analyse est finalisée avec le coin de la réduction centrale où l'outillage « COLT » semble être plus stable. D'une part, les indices de confiance individuels des angles d'éirement et de formage sont plus élevés et d'autre part le risque de défauts est plus faible. Néanmoins, les instabilités de cette réduction centrale ont un impact faible sur la qualité de la bielle dû au fait qu'elle ne fait pas partie du produit final ; son but est de séparer les deux bielles jumelles. Les efforts d'amélioration de la géométrie de l'outillage ne se concentrent donc pas sur cette réduction.

Paramètre [°]	Outillage « Chemnitz »	$I_c$	Outillage « ADJ »	$I_c$	Outillage « COLT »	$I_c$
$\alpha_{311}$	28	1	28	1	40	0,9
$\beta_{311}$	3,7	0,5	3,7	0,5	5	0,9

$\alpha_{323}$	41	0,8	41	0,8	41	0,8
$\beta_{323}$	4	0,6	4	0,6	5	0,9

Tableau 3-9 – Récapitulatif des indices de confiance du coin central (N3)

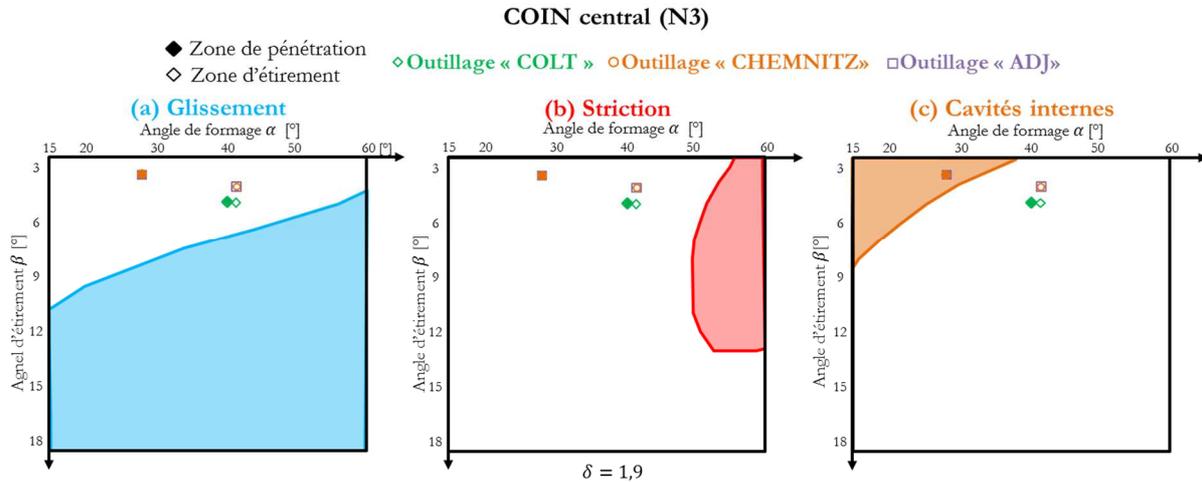


Figure 3-34 – Zones de risque de défauts du coin central (N3)

### 3.5.2 Comparaison du comportement simulé en laminage

Trois simulations correspondant aux trois outillages ont été lancées sous le logiciel ForgeNXT®. Le modèle numérique est présenté dans le chapitre 2. Les analyses réalisées concernent d'une part une comparaison de sa géométrie finale de la pièce et d'autre part, une comparaison du comportement du lopin en cours de laminage, comme par exemple, la striction, le défaut de rectitude, la stabilité du lopin en cours de laminage, le risque de cavités internes et l'analyse de la courbe de couple moteur.

Dans la Figure 3-35 on peut observer les trois géométries finales des pièces laminées, Figure 3-35(a) outillage « CHEMNITZ », (b) outillage « ADJ » et (c) outillage « COLT ». Les trois réductions ont été formées, la géométrie de la pièce a été atteinte dans les trois cas. On observe des différences au niveau de la longueur de la tenue. Pour le cas de « CHEMNITZ » ce résultat est attendu car les taux de réduction de diamètre sont plus importants. Néanmoins, il semble y avoir une différence de diamètre entre les deux sections extrêmes de la réduction du corps de bielle. Cette différence peut être expliquée soit par un phénomène de conicité important ou bien par un défaut de striction. La pièce « ADJ » a une longueur de tenue plus importante en comparaison avec la pièce « COLT ». Une hypothèse pour expliquer cette différence s'appuie également sur le phénomène de conicité dans la réduction du corps de bielle.

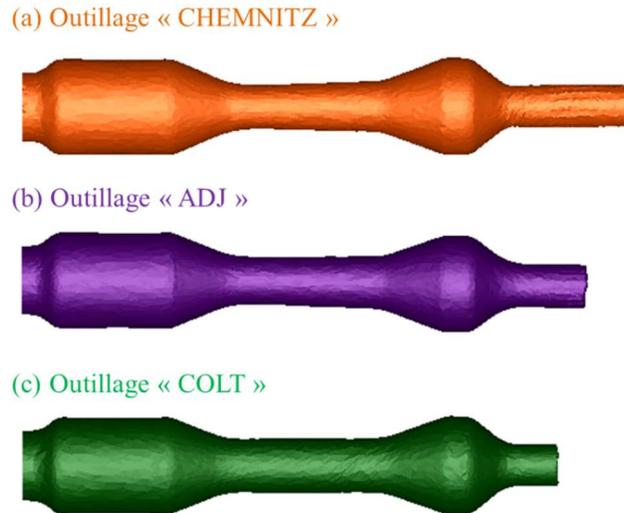


Figure 3-35 – pièce laminées résultantes des simulations des outillages « CHEMNITZ », « ADJ » et « COLT »

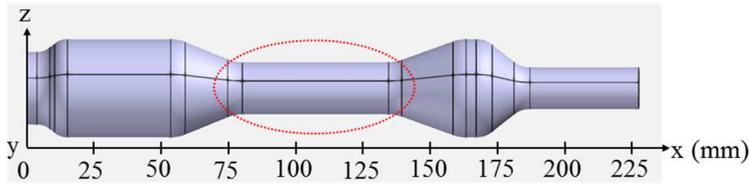
Pour vérifier s'il s'agit d'un phénomène de conicité ou d'un défaut de striction. Une analyse du critère d'endommagement Oyane a été effectuée, car dans l'étude précédente on a pu constater que le critère met en évidence la concentration de déformations dans la zone de striction. Les résultats, présentés dans la Figure 3-43 (dans la partie d'analyse des cavités internes) montrent qu'il n'y a pas de zone localisée de déformations donc il ne s'agit pas d'un défaut de striction, mais plutôt un phénomène de conicité.

Le phénomène de conicité est analysé par une analyse du rapport du diamètre dans plusieurs sections de la réduction du corps de bielle. Les résultats sont illustrés en Figure 3-36. Le phénomène de conicité est plus important dans le cas « CHEMNITZ », plus faible dans le cas « ADJ » et presque nul pour le cas « COLT ».

Ces résultats sont attendus dans la mesure où la pièce laminée « CHEMNITZ » présente des rapports de réductions de diamètre plus importants présentant donc un risque d'apparition de la striction ; tel que cela a été mis en évidence par l'analyse de zones de risque. Selon les analyses précédentes concernant le phénomène de conicité, on a pu constater que celui-ci favorise l'apparition de la striction.

En comparaison avec les observations en production, les tendances des résultats semblent cohérentes. Les pièces fabriquées avec l'outillage « CHEMNITZ » présentaient en effet un phénomène de conicité important, lequel a été diminué avec les améliorations géométriques apportées à l'outillage. Néanmoins, en simulation ce phénomène de conicité semble amplifié.

Actuellement, dans les conditions industrielles (outillage « ADJ ») ce phénomène de conicité est également observé dans les pièces laminées. Il semble diminuer au cours de la vie de l'outillage et il est accepté, tant qu'il ne génère pas de défaut (remplissage) sur la bielle après l'estampage. Néanmoins, il n'y a pas de critère spécifique pour déterminer à partir de quel rapport de diamètre la pièce n'est plus bonne.



Rapport de diamètre=  $Rd$

$$Rd(\%) = \frac{D_0 - D_u}{D_0} \cdot 100$$

$D_0$  = diamètre théorique de la section

$D_u$  = diamètre de la section d'analyse

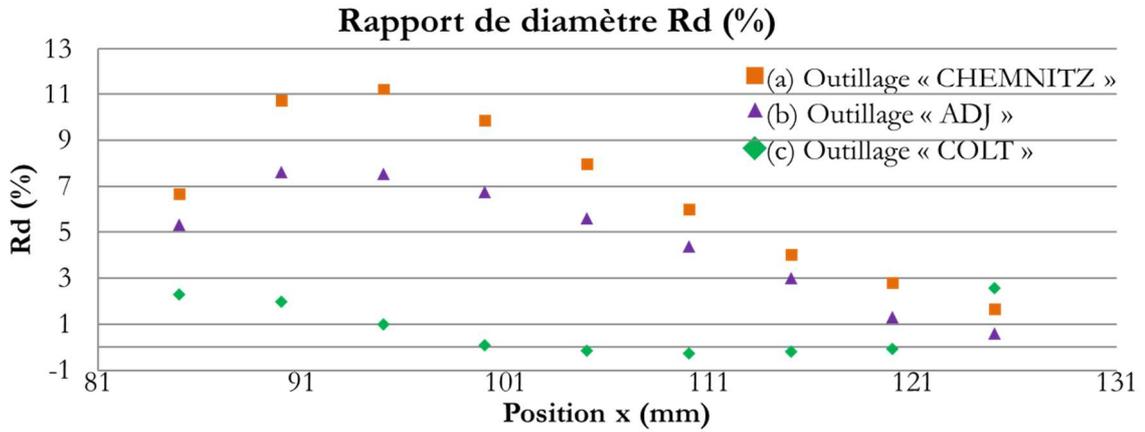


Figure 3-36 – Analyse du phénomène de conicité des outillages (a) « CHEMNITZ », (b) « ADJ » et (c) « COLT » suivant l'analyse du rapport de diamètre

En réalité, la variation de la longueur de la tenue peut provenir aussi de la formation de cavités internes dans le corps de bielle. Celles-ci, si elles existent, doivent être suffisamment petites pour ne pas représenter un grand volume de matière.

En plus d'avoir un impact sur la longueur de la tenue, la distribution de la matière a un impact également sur la taille de la « tulipe » comme illustré dans la Figure 3-37. La longueur de la tenue et la taille de la « tulipe » sont dépendantes de la quantité de matière restante.

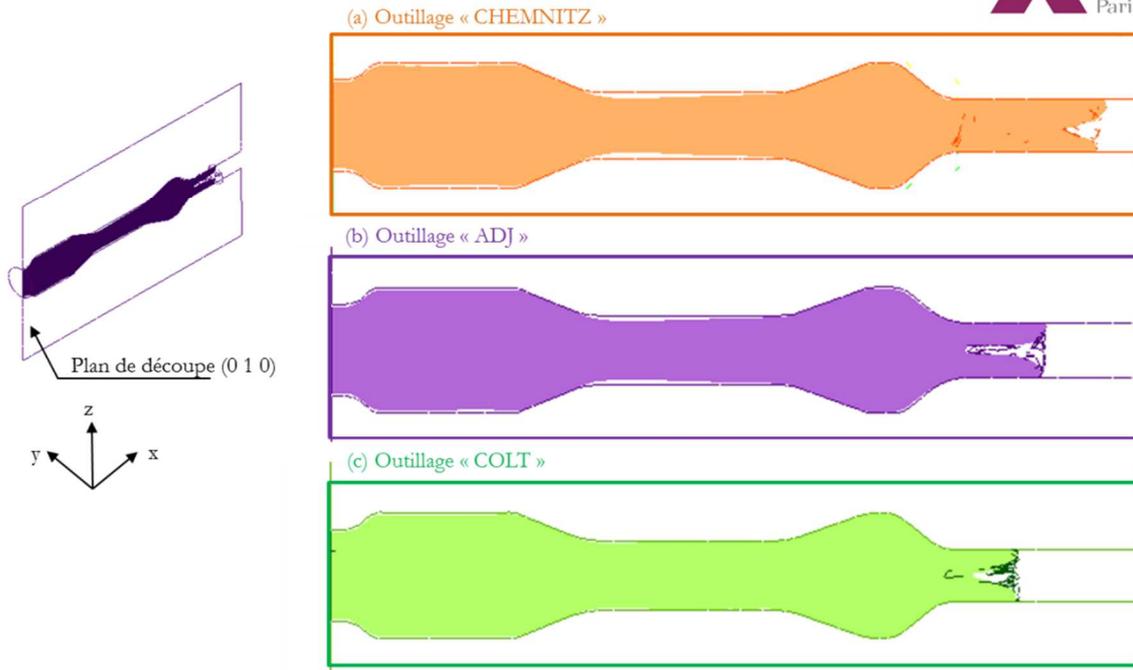


Figure 3-37 – Comparaison de taille de la « tulipe » à la fin du cycle de laminage de (a) « CHEMNITZ », (b) « ADJ » et (c) « COLT »

Les instabilités de la formation de la tenue ont également un impact sur le défaut de rectitude de la pièce laminée. Ce défaut est représenté dans la Figure 3-38 où une vue axiale de la pièce laminée à la fin du cycle de laminage est observée. La figure permet de constater que le défaut de rectitude est plus important pour les pièces « CHEMNITZ » et « ADJ », ce défaut apparaissant lors de la formation de la tenue. Le lopin est stable et **droit** le long du cycle, pendant la formation des réductions centrale et du corps de bielle. En revanche, la pièce laminée « COLT » ne présente pas de défaut de rectitude, la pièce laminée reste droite. Néanmoins, le lopin est moins stable le long du cycle de laminage avec des mouvements gauche/droite touchant les réglettes de guidage.

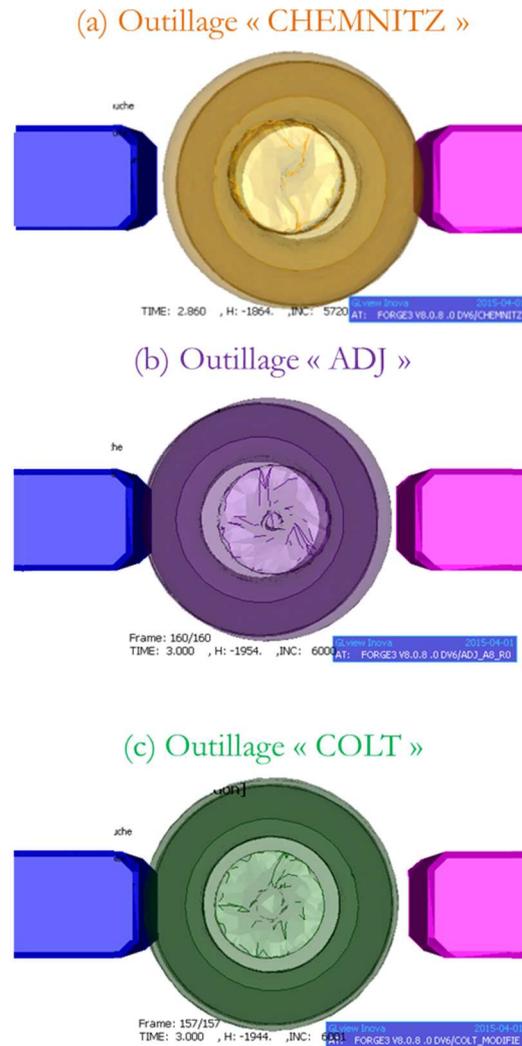


Figure 3-38 – Vue axiale des pièces laminées résultantes des simulations (a) « CHEMNITZ », (b) « ADJ » et (c) « COLT ». Analyse du défaut de rectitude

Il est à noter que le fait d'avoir imposé une symétrie longitudinale est contraignant du point de vue de ce défaut, car étant donné que seule la moitié du lopin est simulé, le défaut de rectitude est forcément symétrique. Tandis que dans la réalité, la pièce peut avoir un défaut de rectitude non symétrique, comme illustré dans la Figure 3-39.

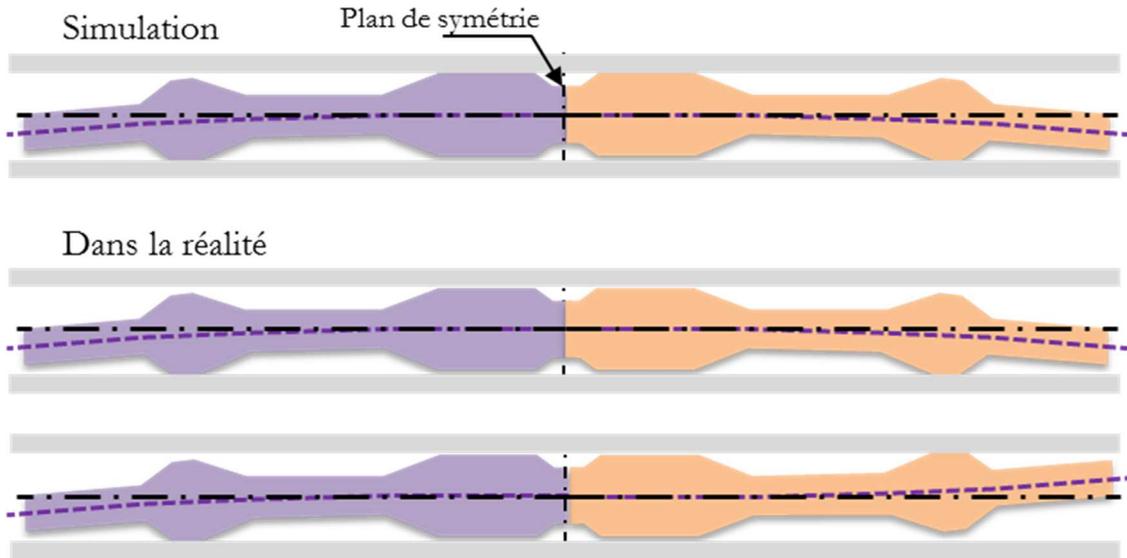


Figure 3-39 – Défaut de rectitude dans la simulation et dans la réalité

Les observations sur les pièces laminées actuellement en production (outillage « ADJ ») mettent en évidence en effet un défaut de rectitude. Comme dans la simulation, ce défaut apparaît à la fin du cycle de laminage, pendant la formation de la tenue (voir Figure 2-7 page 77). Néanmoins, une différence importante par rapport aux résultats en simulation existe. En industrie, ce défaut se restreint à la tenue, tandis qu'en simulation le défaut résultant de rectitude est reparti sur toute la longueur du laminé, commençant pratiquement au début de la réduction du corps de bielle. Ceci est illustré en Figure 3-40.

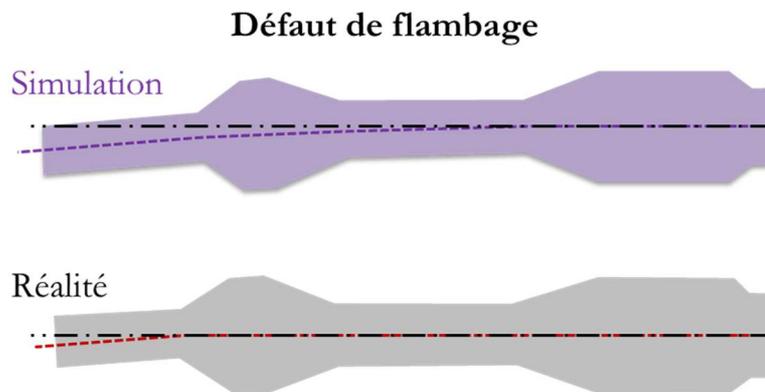


Figure 3-40 – Comparaison du défaut de rectitude en simulation et dans la réalité

Les tendances mises en évidence par la simulation sont également conformes aux observations sur la ligne de production concernant la stabilité du lopin en cours de laminage. Les observations montrent une instabilité au niveau de la formation de la tenue. Pendant la réduction centrale et la réduction du corps de bielle le lopin est stable.

La stabilité du lopin le long du cycle de laminage est analysée par le contact entre le lopin et les réglettes de guidage (droite et gauche). Pour faire cela, cinq nœuds ont été placés dans cinq sections du lopin. Le

déplacement en  $y$  des nœuds en fonction du temps a été tracé permettant de détecter le mouvement du lopin droite/gauche en touchant les réglettes. Cette méthode d'analyse est illustrée en Figure 3-41.

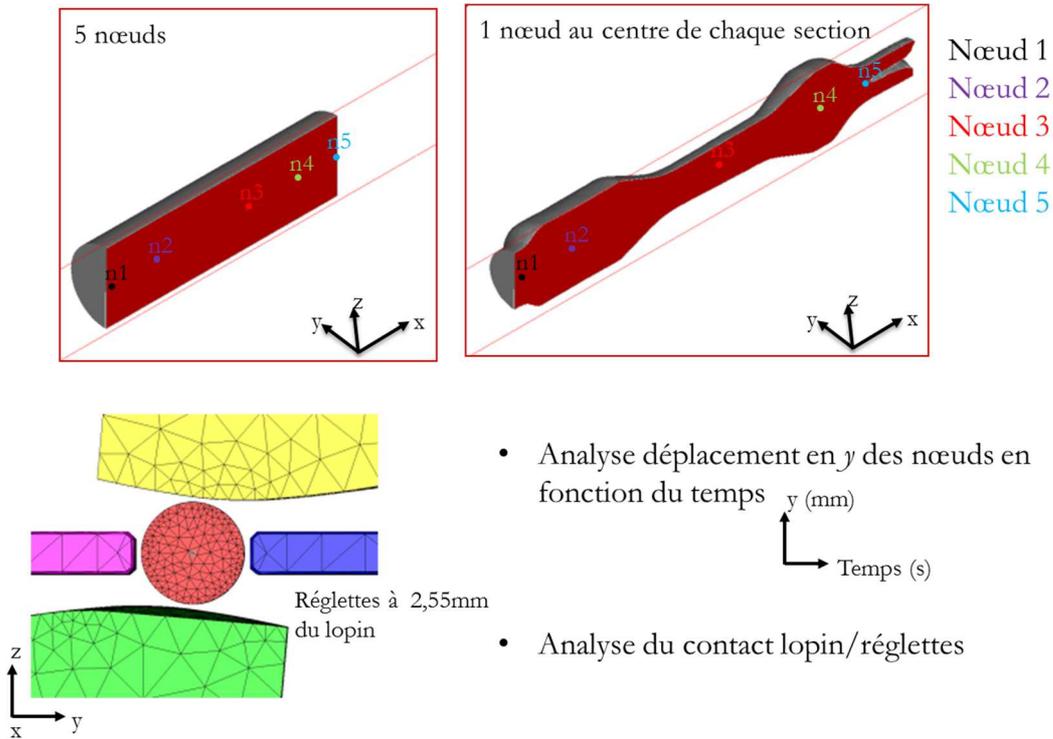


Figure 3-41 – Méthode d'analyse du contact entre le lopin et les réglettes de guidage

Les résultats sont présentés en Figure 3-42. Ils corréleront les observations précédemment mises en évidence. Le lopin en cours de laminage du cas « COLT » est plus instable et touche souvent les réglettes gauche et droite. D'ailleurs, il est également possible de constater que tous les nœuds se déplacent de la même valeur, confirmant les observations de rectitude. Concernant les pièces laminées des cas « CHEMNITZ » et « ADJ », le lopin est globalement plus stable et ce n'est qu'à la fin du cycle qu'il touche l'une des réglettes. Les nœuds ne se déplacent pas de la même valeur, cela confirme les observations du défaut de rectitude important.

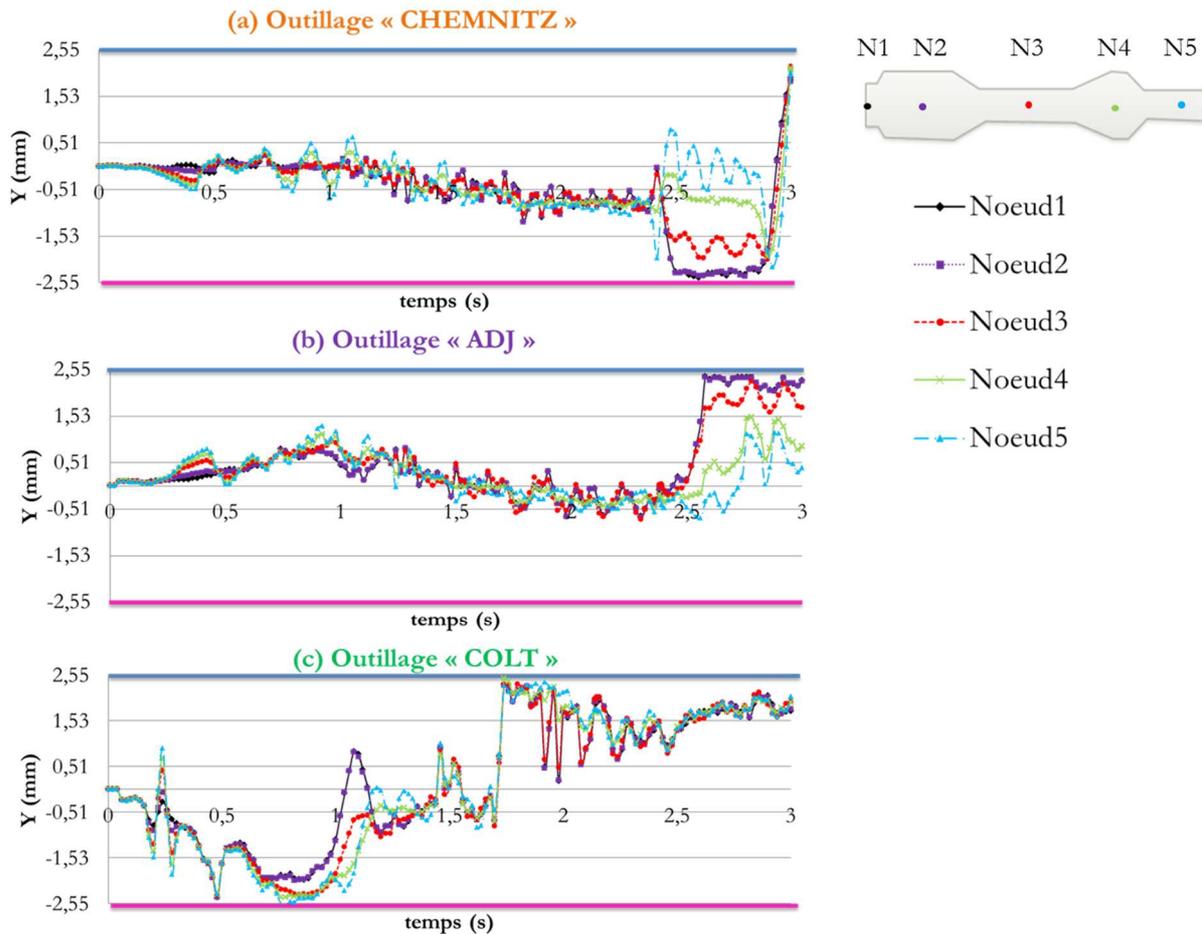


Figure 3-42 – Temps de contact lopin/ réglottes (a) outillage « CHEMNITZ », (b) outillage « ADJ » et (c) outillage « COLT »

L'étude du comportement des pièces laminées finit avec une analyse de risque de cavités internes.

Le risque de cavités internes a été analysé suivant les critères d'endommagement Latham-Cockroft et Oyane, les résultats selon ce dernier critère sont illustrés en Figure 3-43. Les résultats obtenus montrent le risque de cavités internes dans les trois cas, néanmoins il est difficile d'identifier pour quel outillage le risque est plus important. Ces résultats sont cohérents avec l'analyse des zones de risque de défauts en Figure 3-33, où le risque est relativement le même pour la zone de pénétration des trois outillages et légèrement plus faible pour la zone d'étirement de l'outillage « COLT ».

En conditions industrielles, les cavités internes sont analysées par ultrason. D'une part un contrôle tous les matins sur des pièces laminées et d'autre part un contrôle sur toutes les bielles. En fait, certaines cavités internes ne sont pas fermées lors de l'étape d'estampage. D'après les observations industrielles, l'apparition des cavités internes est plus importante à la fin du cycle de vie d'outillage. Les cavités internes des pièces laminées ont été identifiées pour les pièces « CHEMNITZ » et les pièces « ADJ ».

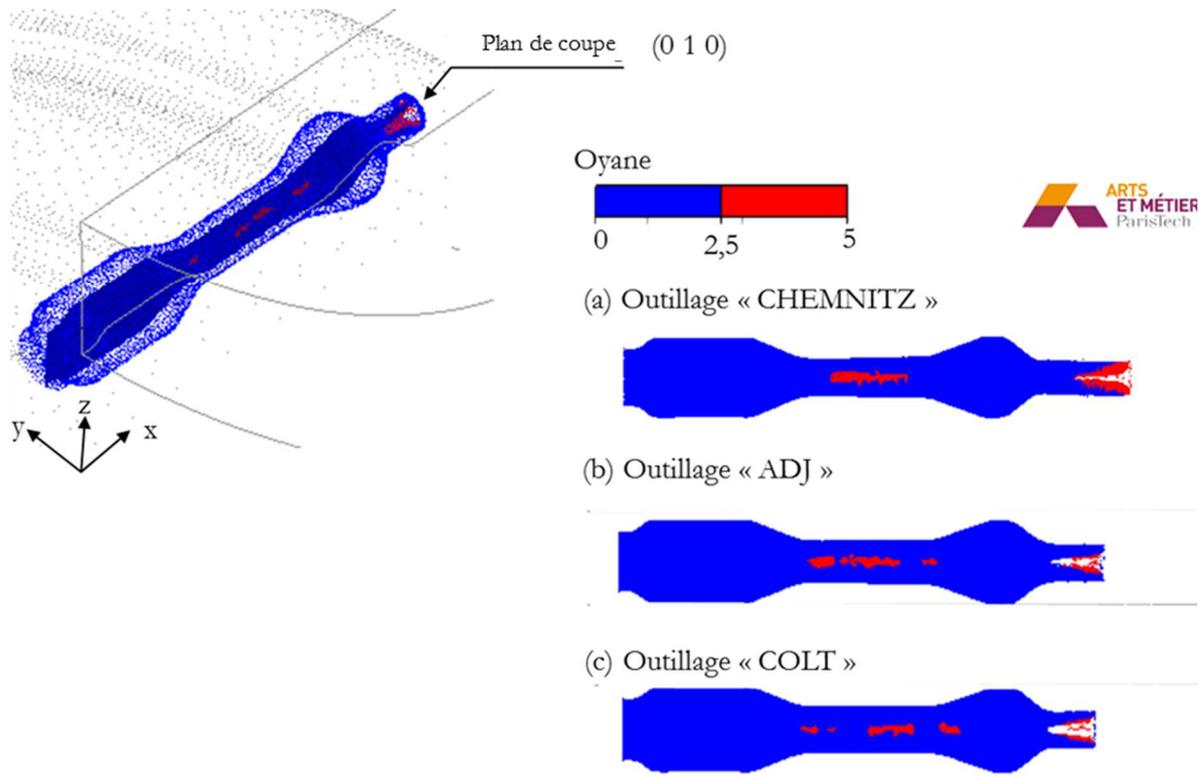


Figure 3-43 – Comparaison du risque de cavités internes des pièces laminées avec (a) outillage « CHEMNITZ », (b) outillage « ADJ » et (c) outillage « COLT »

Les observations réalisées sont synthétisées dans les paragraphes suivants :

- **Phénomène de conicité :** Les pièces laminées avec les outillages « CHEMNITZ » et « ADJ » présentent un phénomène de conicité dans la réduction du corps de bielle, celui-ci étant plus important pour le cas « CHEMNITZ ». Ces résultats numériques sont en accord avec les observations industrielles. Les rapports de réduction plus forts semblent être à l'origine de l'instabilité. Ce phénomène de conicité témoignant d'une proximité avec l'apparition du défaut de striction. La pièce « COLT » ne présente pas le défaut de striction.
- **Contact lopin/ réglettes :** Les pièces laminées des outillages « CHEMNITZ » et « ADJ » restent stables le long du cycle de laminage jusqu'à la formation de la tenue où le lopin se déplace en touchant une des réglettes. En revanche, la pièce laminée « COLT » est moins stable tout au long du cycle de laminage, avec des mouvements conduisant le laminé à toucher les deux réglettes alternativement.
- **Rectitude :** Le défaut de rectitude est plus important pour les pièces « CHEMNITZ » et « ADJ ». Les pièces flambent à la fin du cycle de laminage lors de la formation de la tenue. En revanche, la pièce « COLT » reste droite.
- **Cavités internes :** L'analyse de cavités selon le critère d'Oyane et selon la zone de défauts montrent un risque relativement du même ordre pour les trois outillages.

### 3.5.3 Résultats

Suite aux analyses effectuées et aux comparaisons réalisées, il est possible de constater que les tendances mises en évidence par la simulation sont conformes aux observations sur la ligne de production. Les défauts de striction, contact lopin/réglettes, rectitude et risque de cavités internes sont présents tant en résultats en simulation comme en industrie. Cependant, les défauts en simulation sont plus importants et amplifiés notamment la rectitude et la striction.

Il est possible d'observer une amélioration de la qualité de la pièce laminée en simulation avec l'outillage « ADJ » par rapport à la pièce laminée avec l'outillage « CHEMNITZ ». Ceci est conforme à la réalité parce que les modifications apportées ont eu effectivement un impact sur la qualité des pièces et sur le nombre de pièces fabriquées dans un cycle de vie d'outillage. Dans ce manuscrit une comparaison des géométries des pièces laminées avec l'outillage « CHEMNITZ » et « ADJ » était envisagée. Ceci n'est malheureusement pas possible, parce qu'il n'existe plus de pièces « CHEMNITZ », les dernières pièces fabriquées avec cet outillage datant de 2013. Les observations et les témoignages des industriels sont donc la source d'informations permettant d'analyser les résultats.

En simulation, le moment le plus instable du cycle semble être au niveau de la formation de la tenue : contact prononcé avec les réglettes, apparition du défaut de rectitude et couple moteur important. Ces observations en simulation sont conformes aux observations en production.

Globalement, l'outillage « COLT » semble avoir un comportement plus stable au niveau de la formation de la tenue sans défaut de rectitude. L'analyse des indices de confiance des paramètres du coin ont montré une possible amélioration de l'angle de formage de la zone de pénétration  $\alpha_{111}$ . Ceci a été optimisé par COLT avec une valeur de  $\alpha_{111} = 24^\circ$  (au lieu de  $44^\circ$  pour les outillages de production). L'analyse des zones de risque de défauts montrent que pour la paire d'angles de formage et d'étirement de l'outillage « COLT », le risque de glissement est plus faible. Ceci est important pour diminuer le risque de rectitude.

Il est néanmoins important de rappeler au lecteur que l'outillage « COLT » n'a jamais été réalisé et que les résultats sont pour l'instant uniquement numériques. Les limitations rencontrées pour la fabrication de l'outillage « COLT » ont été le prix très élevé de sa fabrication et sa mise en œuvre pour ne pas pénaliser la production.

Il est important de noter que le risque de striction, suivant l'analyse de zones de risque, a été sous-estimé pour le cas des outillages « CHEMNITZ » et légèrement pour l'outillage « ADJ ». En revanche, l'analyse de rapport de réduction était un indicateur de risque d'instabilités pour l'outillage « CHEMNITZ ». Ces résultats mettent en évidence les possibles conflits entre les règles et la difficulté de prendre en compte la grande quantité de paramètres pour garantir la stabilité du procédé.

### 3.6 Conclusions

Ce chapitre concerne la méthodologie d'aide à la décision COLT pour la conception d'outillages. Celle-ci a été développée lors des travaux de thèse précédents au laboratoire LCFC. Cette méthodologie propose des étapes séquentielles et logiques permettant de choisir les paramètres géométriques d'un coin de mise en forme pour produire une pièce laminée. COLT s'appuie sur un ensemble de règles de conception issues de la littérature et de l'expérience.

Dans un premier temps, les deux grandes améliorations apportées à la méthodologie sont décrites : (1) le choix des types de coins en fonction du type de réduction et (2) la mise en place des indices de confiance. La première amélioration s'appuie sur un diagramme de décisions pour définir la configuration d'un outillage avec plusieurs coins. L'utilisateur est guidé pour choisir le type de coin correspondant à la réduction de diamètre. La deuxième amélioration consiste à l'intégration des indices de confiance pour juger les règles de manière objective et répétable. Les indices de confiance permettent de tenir compte des incohérences entre les règles concernant les mêmes paramètres ou les mêmes défauts. De plus, ils prennent en compte l'impact des variations potentielles des paramètres autour de leur valeur nominale. Ils sont d'ailleurs un indicateur des instabilités possibles guidant l'utilisateur dans son choix des actions spécifiques à mener pour minimiser le risque d'un défaut potentiel. L'utilisateur peut ainsi identifier l'impact de ses choix de conception au travers notamment des interactions entre paramètres. La liste des règles de conception de la méthodologie n'est pas exhaustive, le retour d'expériences de l'utilisateur peut être capitalisé sous formes de règles qui peuvent être intégrées. Ce dernier point est important parce que les règles de la littérature sont validées sur des cas différents du cas industriel d'ADJ. Les conditions d'application de la règle sont souvent incomplètes et ne font pas intervenir certains paramètres influents comme le matériau.

Dans un deuxième temps, la cohérence relative entre les résultats issus de COLT et le comportement simulé du laminage sous le logiciel ForgeNXT® a été analysée. Un plan d'expériences a été mis en place pour évaluer si un défaut potentiel identifié par COLT est effectivement obtenu en simulation. Les résultats de l'étude ont montré une cohérence globale entre les deux. Les résultats numériques montrent un défaut de laminé prédominant lorsque les paramètres du coin sont favorables à l'apparition de celui-ci selon COLT. Le phénomène de striction a été quantifié et constaté. Le risque de cavités internes a été évalué par l'utilisation de plusieurs critères d'endommagement (Cockroft-Latham, Oyane, Rice-Tracey). Le phénomène de glissement en revanche, n'a pas été constaté de façon évidente.

Le chapitre se termine avec une comparaison du comportement de trois outillages « CHEMNITZ », « ADJ » et « COLT ». La comparaison est faite, d'abord par l'analyse des indices de confiance et l'identification de défauts potentiels par COLT et ensuite par l'analyse du comportement du laminé en simulation. Les analyses concernent la géométrie finale de la pièce (défaut de rectitude, striction, risque de cavités internes) et le comportement du lopin en cours de laminage (contact lopin/réglettes, effort tangentiel).

La prédiction de défauts selon les indices de confiance et les zones de risques ont donné des informations pertinentes concernant la stabilité du procédé qu'on a pu constater par la simulation : par exemple, le phénomène de conicité, et le début de striction, dans le cas « CHEMNITZ » et l'absence de celui-ci dans le cas de l'outillage dit « COLT ». La simulation a mis en évidence également d'autres aspects concernant la stabilité du procédé. C'est le cas du défaut de rectitude observé pour les pièces « CHEMNITZ » et « ADJ » en simulation et en conditions industrielles, alors qu'il est absent pour l'outillage « COLT » (étudié uniquement en simulation)

Cette étude permet de mettre en évidence l'interaction entre l'outil d'aide à la décision « COLT » et la simulation numérique dans le processus d'optimisation de conception d'un outillage. Les règles de conception de COLT sont faciles à intégrer dans ce processus d'optimisation, elles guident le concepteur dans son choix de paramètres et donnent un diagnostic des instabilités possibles. La simulation permet d'évaluer la solution proposée par COLT.

### 3.7 Perspectives

Suite à cette étude, certaines limitations de la méthodologie COLT ont été identifiées.

La première limitation concerne l'intégration et le traitement des sections intermédiaires dans une zone de fonctionnement du coin. Ce concept de section intermédiaire a été intégré à la méthodologie COLT mais l'introduction de ces profils n'est pas automatisée ni guidée. Pour l'instant elle s'appuie sur le jugement du concepteur qui décide (ou non) d'intégrer des profils intermédiaires en vue de l'indice de confiance de l'angle de formage imposé par la géométrie du laminé. On a pu observer que la méthodologie de conception de l'entreprise Ateliers des Janves propose également des sections intermédiaires dans une même zone de fonctionnement du coin. Les sections intermédiaires permettent d'imposer des angles de formage et l'évolution de celui-ci jusqu'à la zone de calibrage. Dans l'état actuel de COLT, dans une zone de fonctionnement, l'angle de formage évolue de manière linéaire. On peut envisager d'établir des critères/règles permettant à l'utilisateur d'ajouter ou pas une section intermédiaire et de le guider quant au choix de sa position dans la zone de fonctionnement.

La deuxième limitation concerne la hiérarchisation des règles. Actuellement COLT donne des indices de confiance associés aux défauts potentiels. Tous les défauts sont considérés avoir un poids égal. Néanmoins, les résultats numériques ainsi que les pratiques industrielles montrent que certains défauts sont plus acceptables ou peuvent être corrigés plus facilement que d'autres. Par exemple, un risque de glissement peut être corrigé en ajoutant des stries sur les facettes actives du coin. De même, le phénomène de conicité (au début du défaut de striction) est accepté tant qu'il ne génère pas de défaut de remplissage ou de repli lors de l'estampage du laminé. Enfin, les cavités internes d'une pièce laminée sont acceptées si elles sont refermées lors de l'estampage. Aujourd'hui l'entreprise n'a pas de critères définis pour accepter ou rejeter une pièce laminée que ce soit pour le défaut de conicité ou celui de cavités internes. Pour le premier, on peut imaginer de fixer un pourcentage de striction ( $z\%$ ), seuil qu'on pourrait valider par simulation de

l'estampage. Pour le deuxième, on peut valider la taille maximale acceptable des cavités internes par simulation. Le concepteur, étant donné son retour d'expériences, peut juger le risque d'apparition d'un défaut plus au moins important. Ceux-ci sont des exemples qui permettent de comprendre qu'un nouveau concept de hiérarchisation des règles peut être ajouté au calcul des indices de confiance des défauts.

Ensuite, le dimensionnement des rayons de raccordement n'est pas abordé dans la version actuelle de COLT alors que ces derniers jouent un rôle important sur la stabilité du procédé dans la définition du laminé (optimisation de la mise au mille). L'établissement de règle de dimensionnement de ces rayons devront faire l'objet d'étude en s'appuyant également sur une approche simulation-essai.

De même que pour les rayons de raccordement, COLT n'intègre pas les zones de dégagement sur le dessus des coins dans leur zone de calibrage pour éviter les phénomènes de torsion.

Aujourd'hui, les règles de COLT tiennent compte de défauts types du procédé de laminage transversal lors de la formation d'une réduction « classique » du type de la réduction centrale ou du corps de bielle. Néanmoins, les règles ne prennent pas en compte les particularités de la formation de la réduction de la tenue, tel que l'effet tulipe. Les résultats numériques et les observations en industrie montrent que l'instant du cycle le plus instable est bien au niveau de la tenue au moment où le défaut de rectitude se produit. Il est donc important d'identifier la limite des règles pour leur application à la conception du coin de la tenue ou d'établir de nouvelles règles spécifiques. On peut envisager pour cela une étude numérique en faisant varier uniquement des paramètres géométriques du coin de la tenue.

Les règles de conception tiennent compte des défauts types résultants d'un mauvais choix des paramètres géométriques de l'outillage. Néanmoins, les règles ne prennent pas en compte l'évolution de l'outillage pendant son cycle de vie, notamment la variation géométrique due à l'usure. Les observations industrielles montrent que certains défauts n'apparaissent que vers la fin du cycle de vie de l'outillage. C'est pourquoi il est important de comprendre quelle est l'évolution géométrique de l'outillage pendant son cycle de vie et d'identifier l'impact de celle-ci sur la stabilité du procédé. Cette connaissance permettrait de faire une meilleure sélection des paramètres géométriques initiaux en tenant compte de l'usure. Pour augmenter la durée de vie de l'outillage, il faut repousser au maximum l'apparition des défauts. L'étude du cycle de vie d'outillage est l'objet du chapitre suivant.

### 3.8 Bibliographie

- [1] C. Gutierrez, P. Mangin, L. Langlois, and R. Bigot, "Development of a tool design method in cross wedge rolling: description and applications," *Key Eng. Mater.*, vol. 611–612, pp. 1694–1701, 2014.
- [2] P. Mangin, "Identification des paramètres clés du laminage transversal: vers la formalisation des connaissances scientifiques et technologiques," École Nationale Supérieure d'Arts et Métiers, 2012.
- [3] X. F. T. Dean, "Development of a knowledge based sequence design system for cross wedge rolling," *Comput. Eng.*, pp. 203–210, 1994.
- [4] L. a. Zadeh, "Fuzzy sets," *Inf. Control*, vol. 8, no. 3, pp. 338–353, 1965.
- [5] A. Kaufmann, "Introduction à la logique floue," *Tech. l'ingénieur*, vol. V1, no. R7032, pp. 1–9, 1992.
- [6] Y. Bai and D. Wang, "Fundamentals of Fuzzy Logic Control – Fuzzy Sets , Fuzzy Rules and Defuzzifications," in *Advanced Fuzzy Logic Technologies in Industrial Applications*, 2006, pp. 334–351.
- [7] N. Werro, "Fuzzy Set Theory," in *Fuzzy Classification of Online Customers, Fuzzy Management Methods*, 2008, pp. 7–27.
- [8] A. Tselikov, A. Tomlenov, V. Zyuzin, A. Tretyakov, and G. Nikitin, "Teoriya prokatki: Spravochnik (Theory of Rolling: A Handbook)," *Metallurgiya*.
- [9] X. P. Fu and T. A. Dean, "Past developments, current applications and trends in the cross wedge rolling process," *Int. J. Mach. Tools Manuf.*, vol. 33, no. 3, pp. 367–400, 1993.
- [10] W. Weroński and Z. Pater, "Selection of geometric parameters of transverse wedge rolling tools," *J. Mater. Process. Technol.*, vol. 34, pp. 273–280, 1992.
- [11] R. Neugebauer, M. Kolbe, and R. Glass, "New warm forming processes to produce hollow shafts," *J. Mater. Process. Technol.*, vol. 119, no. 1–3, pp. 277–282, 2001.
- [12] Claasen; Lorenz;, "Querwalzen - Möglichkeiten und Kriterien," *Sächsische Fachtagung Umformtechnik*, 1995.
- [13] Z. Pater, W. Weroński, J. Kazanecki, and A. Gontarz, "Study of the process stability of cross wedge rolling," *J. Mater. Process. Technol.*, vol. 92–93, pp. 458–462, 1999.
- [14] M. L. N. Silva, G. H. Pires, and S. T. Button, "Damage evolution during cross wedge rolling of steel DIN 38MnSiV5," *Procedia Eng.*, vol. 10, pp. 752–757, 2011.
- [15] M. Latham and D. Cockroft, "Ductility and the workability of metals," *J. Inst. Met.*, vol. 96, no. 11,

- pp. 33–39, 1968.
- [16] M. Oyane, T. Sato, K. Okimoto, and S. Shima, “Criteria for ductile fracture and their applications,” *J. Mech. Work. Technol.*, vol. 4, no. 1, pp. 65–81, 1980.
- [17] G. Liu, Z. Zhong, and Z. Shen, “Influence of reduction distribution on internal defects during crosswedge-rolling process,” *Procedia Eng.*, vol. 81, no. October, pp. 263–267, 2014.
- [18] J. Zhou, Y. Yu, and Q. Zeng, “Analysis and experimental studies of internal voids in multi-wedge cross wedge rolling stepped shaft,” *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, vol. 72, no. 9–12, pp. 1559–1566, 2014.
- [19] M. F. Novella, A. Ghiotti, and S. Bruschi, “Effect of the Zener-Hollomon parameter on the formability of AA6082-T6 formed at elevated temperature,” *AIP Conf. Proc.*, vol. 1769, 2016.
- [20] J. Rice and D. Tracey, “Computational Fracture Mechanics,” *Numer. Comput. Methods Struct. Mech.*, vol. 1, pp. 585–623, 1973.

## Chapitre 4

### Défauts à long terme. Analyse des instabilités du procédé

L'objectif de ce chapitre est de présenter l'étude réalisée pour identifier et caractériser l'usure des outillages et pour évaluer l'impact de l'usure sur la qualité des pièces et la stabilité du procédé. Une comparaison entre la géométrie initiale et la géométrie finale de l'outillage a permis d'identifier les modifications géométriques de l'outillage dues à l'usure. Ensuite, une caractérisation de ces zones d'usure a été faite par des observations métallographiques et des mesures de dureté. La simulation numérique a été utilisée pour premièrement évaluer l'impact de l'usure des outillages sur la pièce laminée et sur la bielle forgée et deuxièmement pour obtenir les sollicitations de surface et quantifier les paramètres associés à la sollicitation. Enfin, un suivi de l'évolution progressive de l'usure des outillages a été réalisé par la mesure des pièces laminées au long du cycle de vie. Les résultats de cette partie du travail ont montré une prédominance de l'usure abrasive. Le lieu et le niveau de l'usure sont dus à un effet de recouvrement, le coin d'un des rouleaux mettant en forme le lopin préformé par son vis-à-vis.

# Sommaire

4	Défauts à long terme. Analyse des instabilités du procédé .....	171
4.1	Introduction .....	171
4.2	Gamme de fabrication des outillages .....	172
4.2.1	Matériau des outillages X38CrMoV5 .....	173
4.2.2	Nitruration .....	176
4.3	Cycle de vie des outillages .....	178
4.4	Défauts des pièces laminées .....	179
4.4.1	Défauts types .....	180
4.4.2	Défauts à long terme .....	182
4.5	Critères d'arrêt de l'outillage .....	184
4.6	Usure des outillages .....	188
4.6.1	Identification des zones d'usure .....	188
4.6.2	Analyses numériques .....	194
4.6.3	Analyses thermiques .....	198
4.6.4	Profil local de l'usure. Analyses métallographiques et mesures de dureté .....	204
4.6.5	Conclusions .....	224
4.7	Conséquences de l'usure .....	225
4.7.1	Evolution progressive de l'usure. Point de vue des pièces laminées .....	225
4.7.2	Modélisation numérique du procédé avec la géométrie scannée .....	243
4.7.3	Essais expérimentaux avec lopins de différentes longueurs .....	249
4.7.4	Conclusions .....	253
4.8	Conclusions et Perspectives .....	254
4.9	Bibliographie .....	256

## Chapitre 4

### 4 Défauts à long terme. Analyse des instabilités du procédé

#### 4.1 Introduction

L'entreprise Ateliers des Janves (ADJ) est le premier fabricant de bielles en France. A elle seule, la ligne de production avec le laminage transversal produit environ 20 000 bielles par jour. Actuellement, la durée de vie d'un outillage de laminage transversal est d'environ 6 semaines produisant un total de 300 000 pièces laminées. Le prix d'un outillage, y compris la matière, les traitements superficiels et l'usinage, est très important par rapport au prix d'une bielle. Dans un contexte de production de très grandes séries, une amélioration de la mise au mille ou une augmentation de la durée de vie de l'outillage représentent des gains notoires.

Ce chapitre est consacré à la compréhension des phénomènes se produisant au cours de la vie de l'outillage, notamment ceux liés à l'usure des outillages. Une meilleure compréhension du cycle de vie des outillages permet de mener des actions correctives spécifiques à l'instabilité rencontrée et de réduire ainsi un taux de rebut important. De plus, l'apparition de défauts de pièces peut être repoussée augmentant ainsi la durée de vie d'outillage.

La connaissance actuelle du cycle de vie d'outillage est limitée et se base sur l'expérience des industriels. Ce chapitre présente donc les actions menées au long de la thèse contribuant à la compréhension de la stabilité du procédé à long terme. Les actions ont été définies de manière à répondre à des questions du type :

- Comment s'use l'outillage ?
- Quel est l'impact de l'usure sur les pièces laminées ?
- Quel sont les sollicitations et les modes d'endommagement des outillages ?

Ce chapitre commence par une présentation du cycle de vie d'outillage actuel. On commence par présenter le processus de fabrication des outillages, la durée du cycle de vie et les défauts des pièces ; certains apparaissant tout au long du cycle de vie et d'autres associés à l'usure des outillages apparaissant en fin de vie. Enfin, les critères d'arrêt d'outillage sont présentés.

La deuxième partie du chapitre est consacrée à l'identification des zones d'usure et des facteurs menant à son apparition. Pour cela, des techniques de mesure optique 3D par GOM® ont été utilisées pour réaliser une comparaison entre la géométrie finale (outillage usé) et la géométrie initiale (outillage neuf). Plusieurs analyses ont ensuite été effectuées pour expliquer la position de ces zones d'usure. En s'appuyant sur la simulation numérique, le critère d'usure abrasive d'Archard a été analysé. Des mesures thermiques ont

permis d'obtenir une répartition de la température en surface des outillages et d'étudier la corrélation entre les zones chaudes de l'outillage et les zones d'usure. Enfin, des analyses métallographiques et de mesures de dureté ont permis de compléter la caractérisation des profils d'usure.

La troisième partie du chapitre est dédiée à la compréhension de l'impact de l'usure sur les pièces laminées et sur la stabilité du procédé. Etant données les contraintes de production, un suivi de l'évolution progressive de l'usure a été réalisé sur la qualité des pièces laminées. Un prélèvement régulier des pièces laminées au long du cycle de vie a été effectué. Puis les pièces laminées ont été analysées afin de détecter l'apparition des défauts et d'étudier l'interaction entre la qualité des pièces et l'usure de l'outillage. A l'aide de la simulation numérique, l'effet de l'usure de l'outillage a été analysé par la mise en place de deux simulations comportant les scans 3D de la géométrie des outillages à l'état neuf et à l'état usé. Une première validation de la simulation numérique et sa sensibilité à l'usure des outillages est considérée satisfaisante si les défauts rencontrés dans les pièces réelles sont reproduits par la simulation avec l'outillage usé. Les analyses des simulations ont montré une instabilité lors de la formation de la tenue. Cette instabilité semble être associée à la quantité de matière restante pour former la tenue. Cette dernière étant à la fois associée à la répartition de matière de la pièce en cours de laminage, différente dans le cas des outillages usés. Des essais expérimentaux ont été mis en place avec des lopins de différentes longueurs laminés avec une même géométrie d'outillage. Le but de cette étude étant de comprendre l'impact de la répartition de la matière sur la formation de la réduction de la tenue.

## 4.2 Gamme de fabrication des outillages

Dans le chapitre 1 une introduction globale du cycle de vie d'outillage a été présentée. Quelques points sont rappelés ici.

- L'outillage de laminage transversal n'est pas usiné en un seul bloc. L'outillage est usiné par segments lesquels sont ensuite fixés au rouleau (cylindre) à l'aide de vis de fixation (voir Figure 1-7 page 11). Aujourd'hui, les outillages sont composés de 5 segments.
- Le cycle de vie de l'outillage comporte des opérations de relavage afin de fabriquer un outillage neuf à partir d'un outillage usé (voir Figure 1-8 page 12). Pour chaque relavage, l'épaisseur de l'outillage est réduite de 2mm et le début de l'outillage est décalé de 4mm. Un cycle de vie étudié dans ce chapitre correspond à un relavage. Il y a trois jeux d'outillages. Un jeu d'outillages est en production, tandis que les deux jeux restants sont en fabrication ou en attente. Lors de ces travaux de thèse, il y avait deux jeux d'outillages usinés de 5 segments et un jeu d'outillage usiné de 11 segments.

Un schéma de la gamme de fabrication des outillages est présenté en Figure 4-1. Ateliers des Janves reçoit les blocs de matière prétraités (trempés et revenus). Les blocs de matière sont usinés pour obtenir la géométrie de l'outillage. Les segments de l'outillage sont ensuite envoyés en traitement de nitruration. Les

surfaces actives sont ensuite sablées. Enfin, les segments de l'outillage sont fixés au cylindre et le cycle de production commence. A la fin d'un cycle de vie, l'outillage est démonté et renvoyé à une société extérieure pour un traitement de dé-nitruration avant d'être relavés. Le cycle de relavage comporte toutes les étapes.

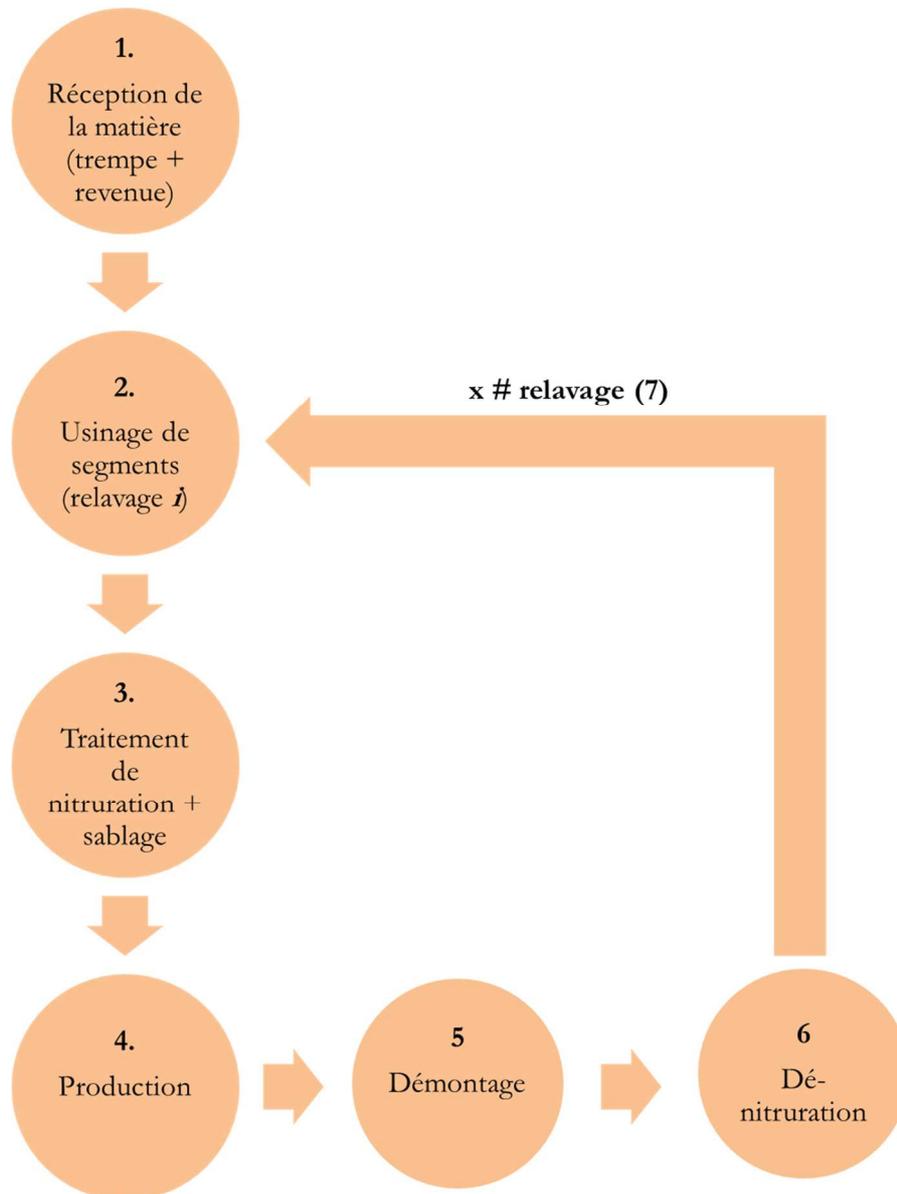


Figure 4-1 – Schéma de la gamme de fabrication d'outillage

#### 4.2.1 Matériau des outillages X38CrMoV5

Les outillages de laminage transversal du cas d'étude sont en acier à outils X38CrMoV5 (AISI H11).

Il s'agit d'un acier allié au chrome, molybdène et vanadium, sa composition chimique est présentée en Tableau 4-1. De manière générale, les aciers à outils alliés au chrome sont classifiés selon l'AISI dans le groupe H, allant du H1 au H19. L'acier H11 est parmi le plus utilisés en raison de sa haute ténacité, sa grande stabilité dimensionnelle et sa résistance à l'usure et aux chocs thermiques [1].

Elément	C	Cr	Mn	V	Ni	Mo	Si	Fe
%	0,34	4,95	0,32	0,43	0,29	1,29	0,8	Balance

**Tableau 4-1 – Composition chimique moyenne du X38CrMoV5 étudié (composition massique %)**

Les effets des éléments d'alliage sont les suivants [2] et [3] :

- Chrome : il se combine de préférence avec le carbone pour former des carbures qui contribuent à la résistance à l'abrasion. Le chrome améliore la ténacité, la résistance à la rupture, augmente la trempabilité et réduit la fragilité due au grossissement de grain. Il accroît aussi l'aptitude de l'acier à la nitruration
- Manganèse : il forme des sulfures qui améliorent l'usinabilité. Il réduit également la fragilité à chaud. Il augmente la trempabilité et la stabilité dimensionnelle pendant le traitement thermique.
- Vanadium : il forme des carbures de très haute dureté lesquels augmentent la résistance à l'usure. La formation de ces carbures à relativement basse température augmente la résistance au revenu.
- Molybdène : il améliore les propriétés de résistance aux chocs des aciers trempés. Comme le chrome, il augmente la trempabilité et la résistance à l'usure en gardant une bonne ténacité. Comme le vanadium, il augmente la résistance au revenu.
- Silicium : il agit comme désoxydant en éliminant les gaz et les oxydes. Avec une teneur d'environ 1% il augmente la limite élastique, la trempabilité et la résistance à l'oxydation.

Au cours de son élaboration, l'acier X38CrMoV5 subit différents traitements thermiques afin d'obtenir les caractéristiques mécaniques souhaitées et une microstructure précise. D'abord il est chauffé à une température de 1000° (au-dessus de la température A3) pour atteindre une structure austénitique et pour dissoudre au maximum les carbures de chrome et de molybdène. Ensuite une trempe à l'air ou sous pression de gaz est effectuée afin d'obtenir une structure martensitique. Un double revenu est ensuite effectué. Ils permettent l'obtention d'un judicieux équilibre entre les performances de résistance et celles de ténacité par une dispersion fine et homogène des précipités dans la matrice et une relaxation des contraintes internes. La courbe d'évolution de la dureté en fonction de la température de revenu est présentée en Figure 4-2.

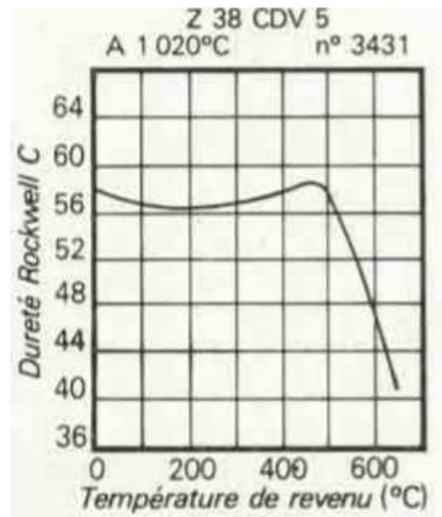


Figure 4-2 – Dureté suivant la température de revenu [4]

Daffos [5] a étudié la microstructure résultante à l'issue des traitements thermiques (voir Figure 4-3). On observe une structure martensitique revenue sous la forme de lattes.

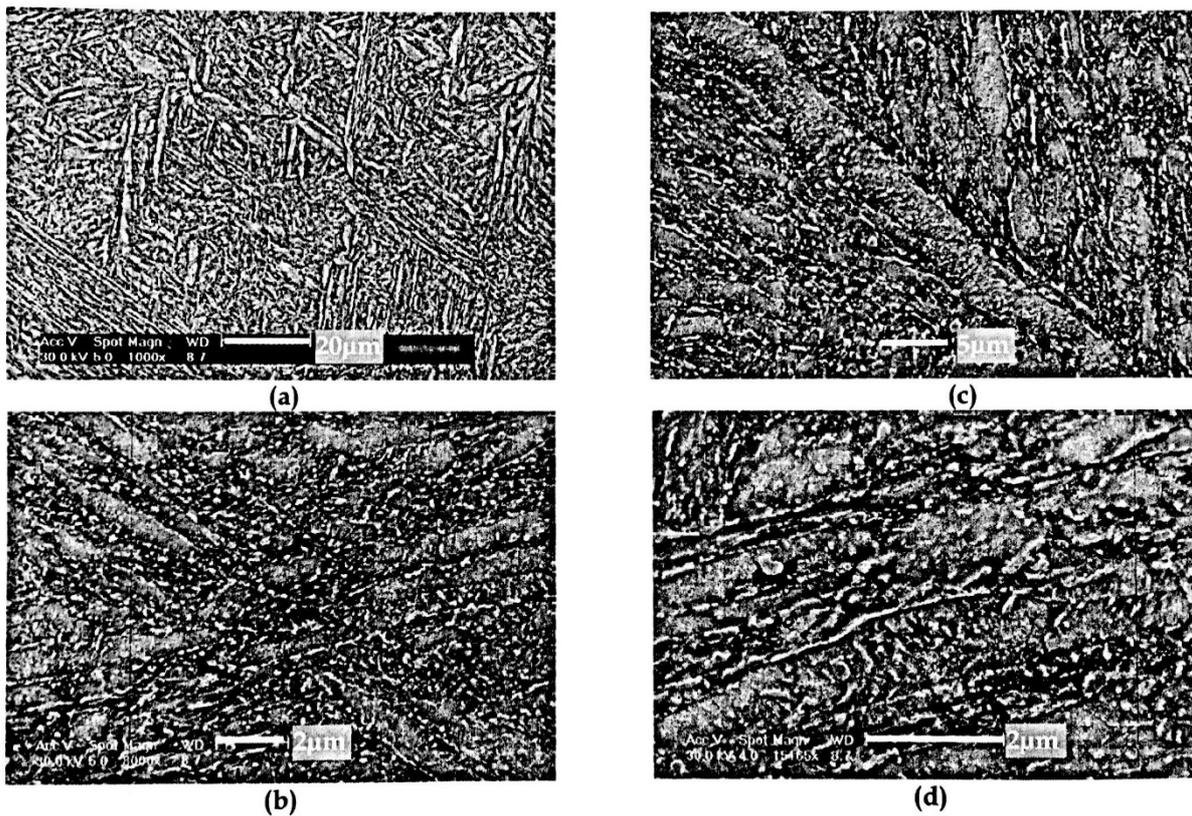


Figure 4-3 – Micrographies de la structure à cœur du X38CrMoV5 (a) structure martensitique, (b) détails de cette structure, (c) lattes de martensite et (d) carbures inter et intra lattes [5]

Polat et al. [6] ont étudié le comportement à l'usure de différents aciers à outils, parmi lesquels H11 et H13. Les auteurs ont constaté la bonne résistance à l'usure de l'acier H11, cependant le comportement de l'acier H13 semble être meilleur. Grâce à la teneur en vanadium plus élevée de l'acier H13, la structure martensitique revenue possède une dureté plus élevée que celle de l'acier H11. Selon les auteurs, les caractéristiques physiques du matériau sont liées en grande partie à la microstructure ; la microstructure est directement déterminée par les éléments d'alliage et leur quantité ainsi que les modes de traitement thermiques volumiques et surfaciques.

Les outillages de laminage transversal du cas d'étude sont soumis à un traitement superficiel de nitruration afin d'obtenir en surfaces de propriétés spécifiques.

#### 4.2.2 Nitruration

La nitruration est un traitement thermochimique de durcissement destiné à améliorer les propriétés de résistance à la fatigue, à l'usure et à la corrosion. Elle consiste à plonger une pièce dans un milieu susceptible de céder de l'azote à la surface. Des atomes d'azote sont diffusés de la surface vers le cœur de l'acier [7]. Ce traitement doit être réalisé à une température entre 450-590°C d'une part, afin de rester en phase ferritique, et d'autre part afin de ne pas atteindre la température de revenu et limiter les modifications microstructurales du matériau de base. Le temps de la nitruration doit être suffisamment long pouvant atteindre une centaine d'heures.

Les procédés les plus couramment utilisés sont la nitruration en bain de sel, la nitruration gazeuse et la nitruration ionique [8]. Dans notre cas d'étude le procédé utilisé est la nitruration gazeuse. La pièce est introduite dans un four pourvu d'une atmosphère nitrurante riche en ammoniac (gaz ammoniac). Les atomes d'azote du gaz se transfèrent à la surface de la pièce par une réaction catalytique décrite par l'équation (35).



Les paramètres de la nitruration gazeuse sont [9]:

- Le temps de traitement
- La température de traitement
- Le taux de dissociation
- La profondeur efficace de nitruration (profondeur pour laquelle la différence de dureté Vickers avec le matériau à cœur est de 100 HV)

De manière générale, la structure d'un acier nitruré est composée de 3 zones (voir Figure 4-4) : la couche de combinaison, la couche de diffusion et le cœur.

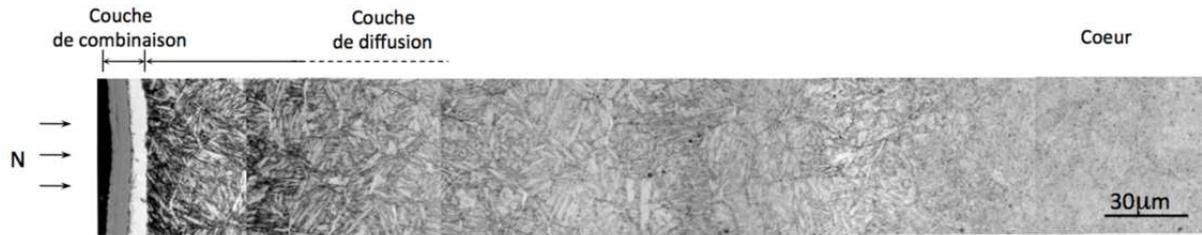


Figure 4-4 – Couches caractéristiques d'un acier nitruré (nuance 33CrMoV12-9, temps de nitruration 48h, température 520°C) [9]

- Couche de combinaison :

Cette couche est appelée également « couche blanche » en raison de la couleur qu'elle prend après une attaque au nital. Elle mesure entre 10 et 50  $\mu\text{m}$  d'épaisseur [5] dépendant du mode de nitruration choisie. En fonction des propriétés mécaniques souhaitées en surface, cette couche de combinaison peut être formée ou pas (voir Figure 4-5). Ainsi elle peut être biphasée : nitrure de fer  $\gamma'$  ( $\text{Fe}_4\text{N}$ ) et nitrure de fer  $\varepsilon$  ( $\text{Fe}_{2-3}\text{N}$ ) ou monophasée ( $\gamma'$  ou  $\varepsilon$ ). Le nitrure  $\gamma'$  améliore la résistance à la fissuration et le nitrure  $\varepsilon$  améliore la résistance à l'usure [9]. Toutefois, l'effet de cette couche de combinaison semble avoir un effet néfaste dans le cas des pièces soumises aux chocs thermiques et mécaniques forts [10]. Dans ces cas, si cette couche est formée, elle peut être éliminée par des méthodes chimiques ou mécaniques.

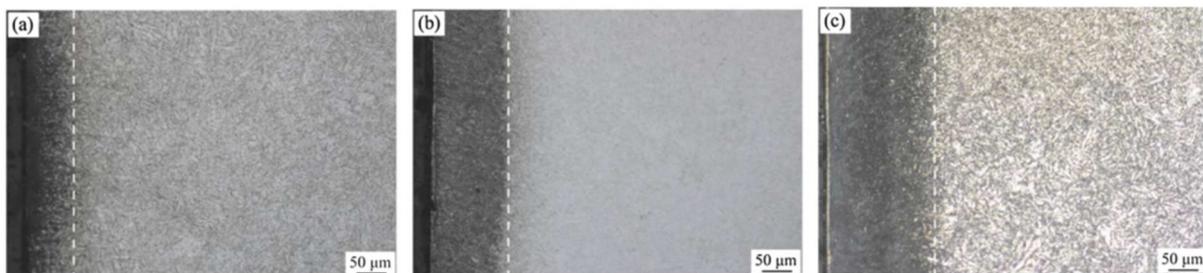


Figure 4-5 – Nitruration gazeuse d'un acier AISI H13 à une température de 550°C pendant 10h avec un taux de dissociation (a) 0,18. Sans couche de combinaison. (b) 0,88. Couche de combinaison faible. (c) 2,8. Couche de combinaison [10]

- Couche de diffusion

L'épaisseur de cette couche est conventionnellement définie comme la profondeur où la dureté est d'environ 100HV plus élevée que la dureté à cœur [5]. Suivant les éléments présents, l'azote peut être principalement en solution solide ou combiné avec les éléments d'alliage sous forme de nitrures inter et intra-granulaires [9]. Les premiers sont de la cémentite, appelées « fils d'ange » (voir Figure 4-6). Quand l'azote diffuse dans le matériau, des nitrures sont formés avec les éléments d'addition de forte affinité. Les atomes de carbone substitués vont se ségréger aux anciens joints de grains austénitiques. Ils forment ainsi de la cémentite alliée et de petits carbures.

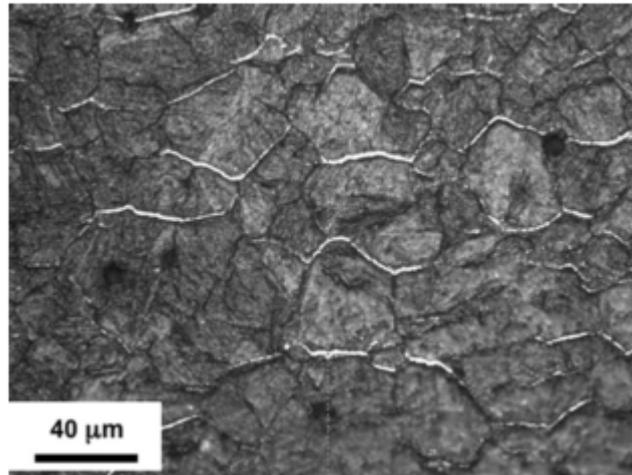


Figure 4-6 – Cémentation intergranulaire apparaissant sous formes de « fils d'ange » (attaque chimique nital 3%) [9]

- Le cœur

Il s'agit du matériau à cœur qui n'a pas été affecté par le traitement de nitruration.

Dans le cas d'étude, les outillages sont soumis à une nitruration gazeuse basse pression à une température de 540°C pendant 24h. Une couche de combinaison biphasée est formée d'environ 10 – 12µm et une couche effective de nitruration (diffusion) d'environ 250 – 300µm.

### 4.3 Cycle de vie des outillages

Pendant les travaux de thèse, les trois jeux d'outillage ont produit des pièces laminées. La Figure 4-7 a été créée afin d'illustrer les cycles de vie des outillages pendant ces années. Ce schéma a été construit compte tenu des informations récupérées en production. La durée cycle de production des outillages n'est pas constante et peut varier d'un jeu d'outillages à l'autre et d'un relavage à l'autre. Les facteurs faisant varier la durée de vie d'un outillage n'ont pas encore été clairement identifiés. La production moyenne lors d'un cycle de vie est de l'ordre de 300 000 pièces pendant 6 semaines. L'écart maximum entre deux cycles est de 222 000 pièces et pour un même numéro de relavage l'écart est d'environ 164 000 pièces.

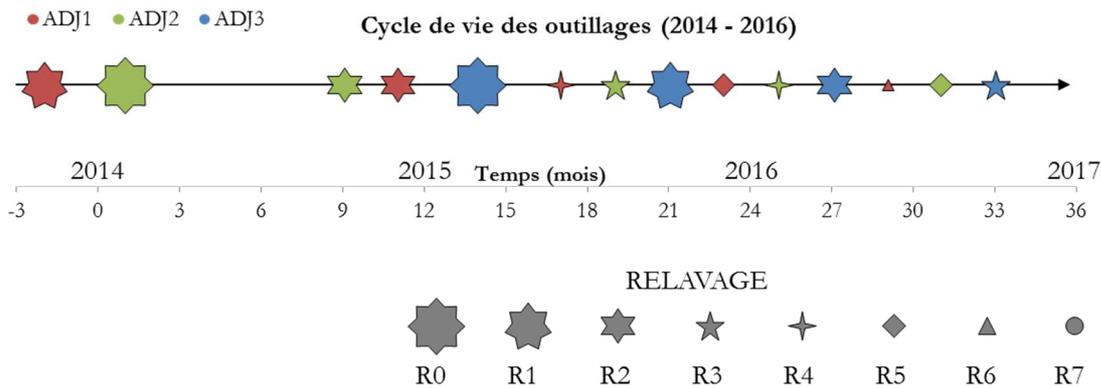


Figure 4-7 – Cycle de vie des outillages pendant les années 2014 - 2016

Pendant le cycle de vie des actions correctives sont réalisées. Les interventions les plus courantes sont les opérations de décalaminage des outillages et de réglage des réglettes de guidage (voir Fig 1.6 chapitre 1). L'entrefer entre les outillages peut être également ajusté pendant le cycle de vie, afin de conserver les dimensions de la pièce laminée. Les interventions n'ont pas une fréquence définie. De même, le type d'intervention selon le moment du cycle de vie n'est pas encore établi. C'est en fonction des besoins que ces actions ont lieu.

Dans les paragraphes suivants, les défauts types des pièces laminées sont présentés, puis les critères d'arrêt des outillages sont discutés.

#### 4.4 Défauts des pièces laminées

Les défauts typiques des pièces laminées par le procédé de laminage transversal ont été présentés dans le chapitre 1. Selon la littérature, ces défauts se produisent quand les paramètres géométriques de l'outillage sont mal sélectionnés. Avant de décrire les défauts des pièces laminées observées dans la ligne de production, les points suivants sont importants à prendre en compte :

- Le contrôle de qualité exhaustif est réalisé sur la bielle et non sur les pièces laminées. Néanmoins, le service qualité a identifié les défauts du produit final associés à une pièce laminée défectueuse.
- La géométrie de l'outillage actuelle produit des pièces laminées de bonne qualité. Certains défauts typiques des pièces laminées sont observés tout au long du cycle de vie d'outillage. Ceux-ci sont associés aux paramètres géométriques de l'outillage et ils sont acceptés dans la mesure où ils n'affectent pas la bielle forgée finale. Certains défauts sont corrigés lors de l'étape d'estampage. Au fur et à mesure du cycle de vie, certains défauts types sont amplifiés et peuvent ne plus être corrigés lors de l'étape d'estampage.
- Certains défauts de pièces (non typiques) sont associés à l'usure de l'outillage parce qu'ils apparaissent en fin de vie de l'outillage.

- Certains défauts associés à l'usure des outillages n'apparaissent pas sur toutes les pièces laminées mais, au fur et à mesure du cycle de vie leur fréquence d'apparition augmente.
- Les actions correctives du type décalaminage semblent corriger des défauts temporairement. Néanmoins, au fur et à mesure du cycle de vie, les interventions semblent être de plus en plus fréquentes. Par interventions on entend action nécessitant un arrêt de la ligne de production.

Cela étant dit, une description des défauts des pièces laminées est faite. Les défauts sont classifiés en défauts types et défauts à long terme.

#### 4.4.1 Défauts types

##### 4.4.1.1 « Spiralage »

Le spiralage est observable sur la surface de la réduction du corps de bielle. Il est intrinsèque au procédé de laminage transversal. Ce défaut est observé sur les pièces laminées tout au long du cycle de vie de l'outillage. Il est difficile à caractériser. La Figure 4-8 présente deux pièces laminées fabriquées à deux instants différents du cycle de vie d'outillage. Le spiralage peut être observé sur les deux pièces.

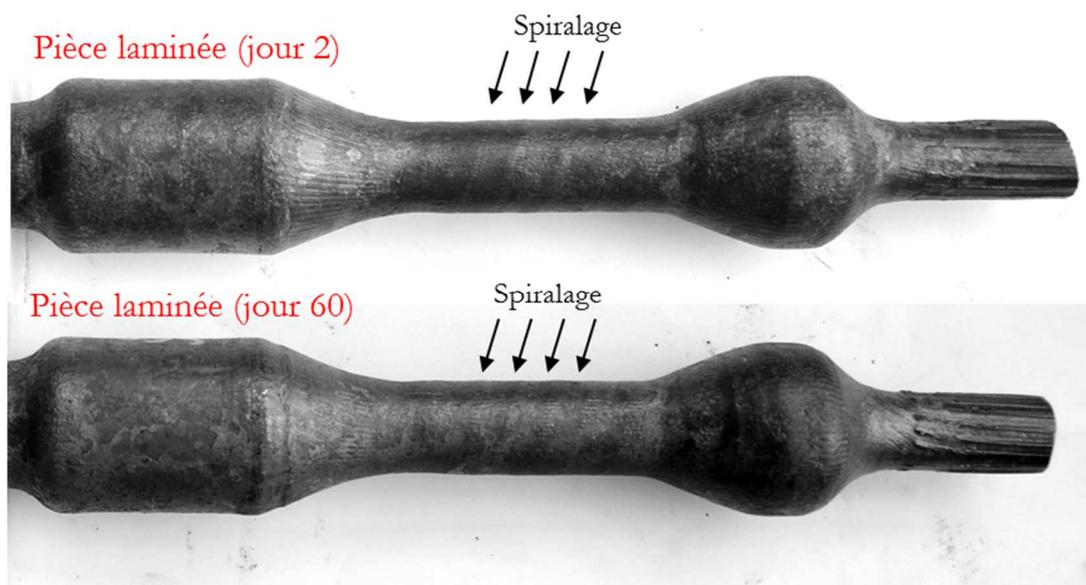


Figure 4-8 – Défaut de spiralage présente tout au long du cycle de vie d'outillage

##### 4.4.1.2 Conicité

Le phénomène de conicité, introduit dans le chapitre 2, est observé dans la réduction du corps de bielle comme illustré en Figure 4-9. Les observations industrielles montrent ce phénomène sur les pièces laminées tout au long du cycle de vie. Il semblerait que celui-ci est moins important en fin de vie d'outillage. Néanmoins, il faut être prudent sur les conclusions de son évolution étant donné qu'il est fortement dépendant de l'entrefer entre les outillages, ce dernier pouvant être modifié lors du cycle de vie.

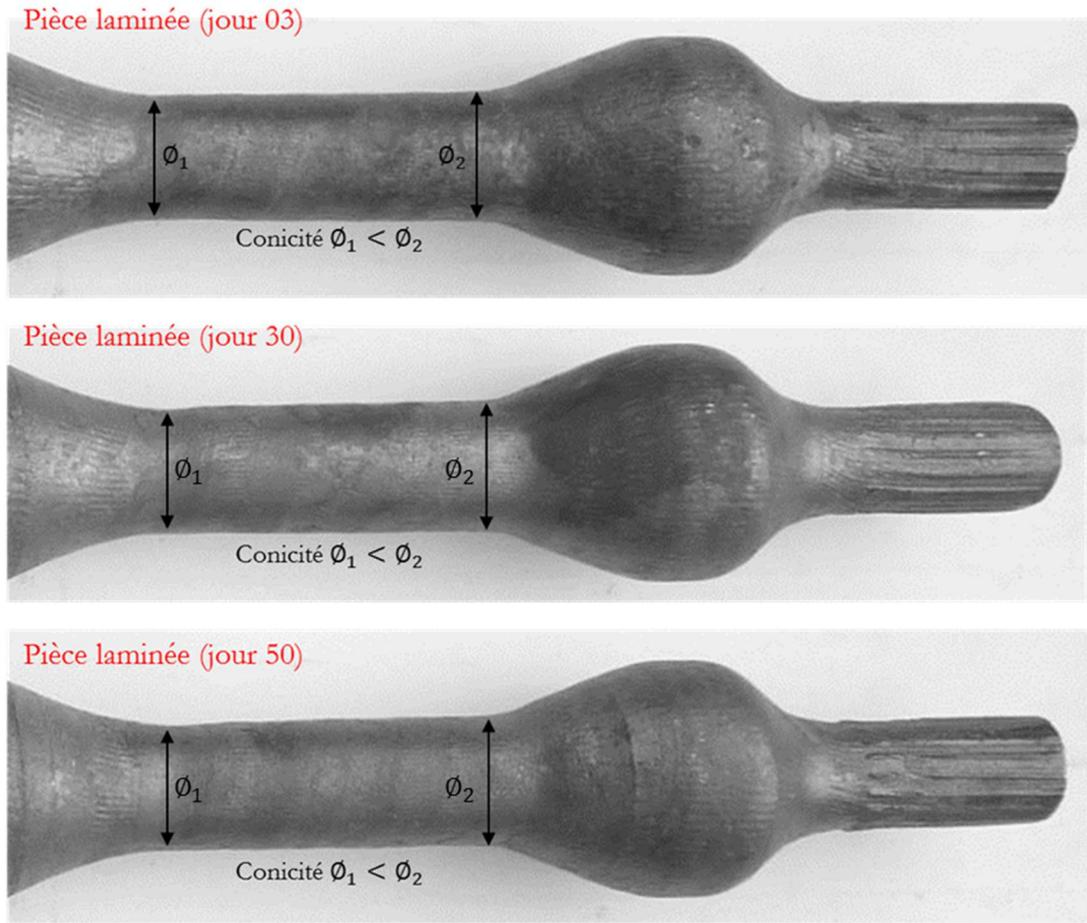


Figure 4-9 – Phénomène de conicité dans la réduction du corps de bielle

#### 4.4.1.3 Torsion de la tenue

Un phénomène de torsion dans la réduction de la tenue, au moins, est observé tout au long du cycle de vie de l'outillage. La Figure 4-10 montre ce phénomène sur une pièce laminée au début du cycle de vie.

Pièce laminée (jour 2)

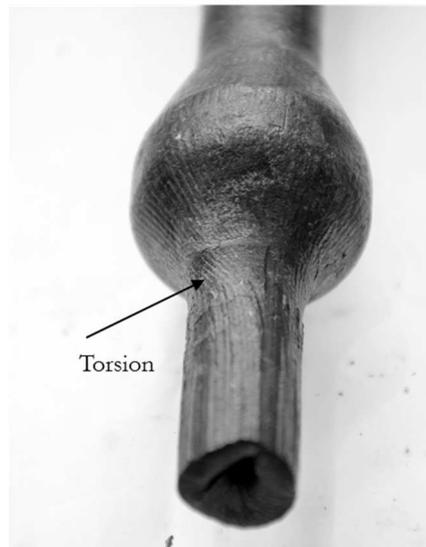


Figure 4-10 – Défaut de torsion dans la réduction de la tenue tout au long du cycle de vie d'outillage

#### 4.4.2 Défauts à long terme

##### 4.4.2.1 Défaut de rectitude

Ce défaut est illustré en Figure 4-11. Il peut rendre impossible la saisie de l'ébauche par les robots de transfert.

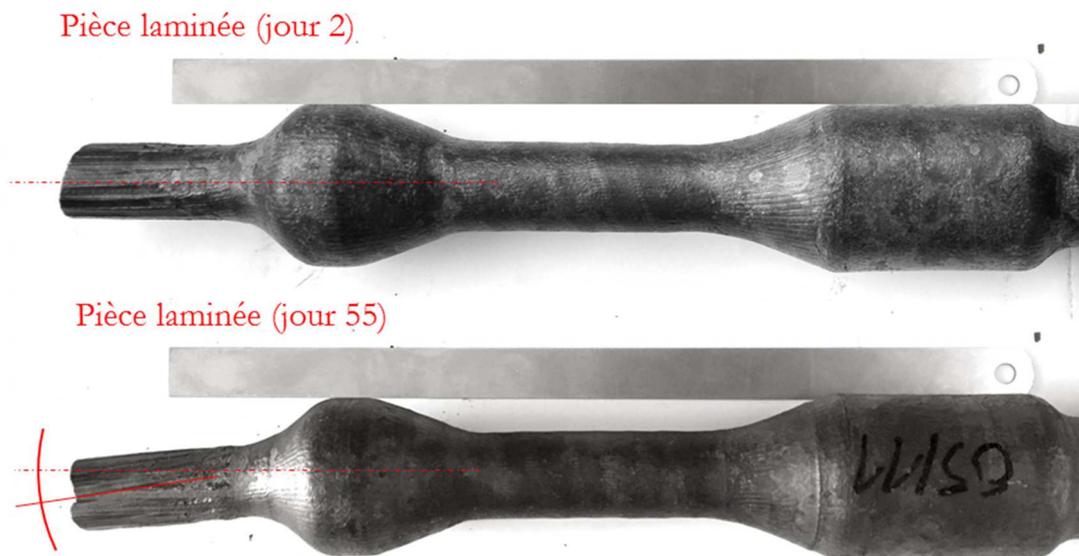


Figure 4-11 – Défaut de rectitude à long terme dans le cycle de vie d'outillage

#### 4.4.2.2 Marquage de l'usure de l'outillage

Ces traces peuvent ne pas disparaître au cours de l'estampage affectant donc la qualité de surface de la bielle. La forme du marquage n'est pas uniforme ni constante d'un laminé à l'autre. Il est donc difficile de la caractériser.



Figure 4-12 – Défaut de surface dû à l'usure de l'outillage dans la réduction du corps de bielle (N2)

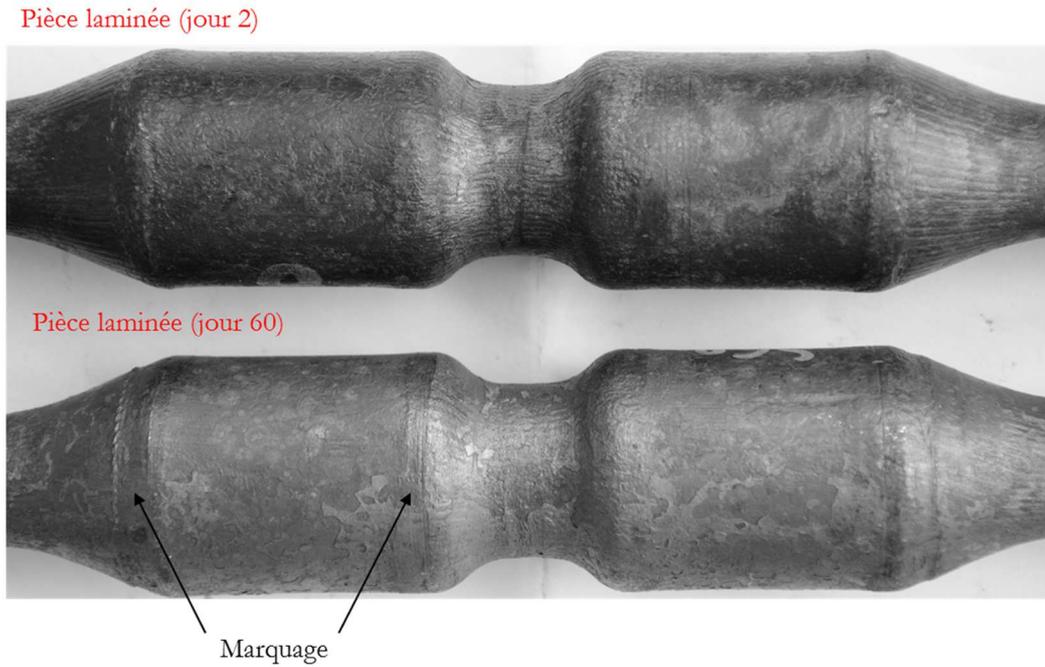


Figure 4-13 – Défaut de surface dû à l'usure de l'outillage dans la tête de la bielle

#### 4.4.2.3 Défauts de réglettes

Au cours du laminage, le lopin peut être amené à toucher les réglettes de guidage. Ceci affecte la qualité de surface de la pièce laminée. Comme pour le défaut précédent, les traces ne sont pas uniformes, ce qui les rend difficiles à caractériser. Ces traces ne disparaissent pas lors de l'étape d'estampage.

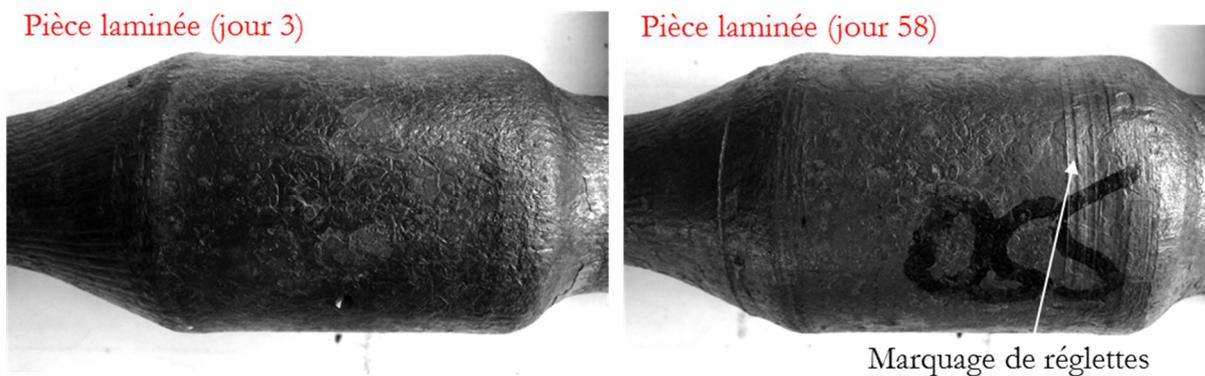


Figure 4-14 – Défaut de réglettes

### 4.5 Critères d'arrêt de l'outillage

De manière générale, un jeu d'outillages de laminage transversal est démonté pour trois raisons : (1) quand le taux de produits finis (bielles forgées) défectueux est important et si les causes de ces défauts sont dues à l'étape de laminage transversal ; (2) quand le transfert robotisé de l'ébauche laminée vers le marteau-

pilon ne peut être effectué correctement (dû au défaut de rectitude) et (3) quand la fréquence des interventions sur le laminoir est importante.

L'impact des défauts à long terme, décrits dans les paragraphes précédents, sur la qualité des bielles a été étudié par le service qualité de l'entreprise. Quelques exemples sont présentés dans les figures suivantes :

- Figure 4-15 mauvais remplissage dans l'étape de forgeage dû au défaut de rectitude de la pièce laminée,
- Figure 4-16 repli travers dû à un défaut de surface à cause d'un fort spiralage
- Figure 4-17 rayures superficielles associées à un marquage des réglettes sur la pièce laminée
- Figure 4-18 : « paille » issue d'un défaut de surface sur la pièce laminée



Figure 4-15 – Défaut sur la bielle : mauvais remplissage de matière



Figure 4-16 – Défaut sur la bielle : repli travers



Figure 4-17 – Défaut sur la bielle : rayures superficielles



Figure 4-18 – Défaut sur la bielle : paille

## 4.6 Usure des outillages

Dans la section précédente on a identifié les défauts des pièces laminées apparaissant à long terme dus en grande partie à l'usure. Celle-ci modifie la forme de l'outillage et son état de surface, ce dernier jouant un rôle capital dans l'engagement de la matière lors de la mise en forme. L'usure doit donc être identifiée et caractérisée pour pouvoir proposer des solutions à apporter et introduire éventuellement de nouvelles règles de conception dans la méthodologie COLT.

La partie suivante de ce chapitre présente les actions menées pour identifier les zones d'usure ainsi que les facteurs menant à son apparition. D'abord, une comparaison entre la géométrie finale de l'outillage et la géométrie initiale a permis d'identifier les zones de l'outillage qui présentent une usure importante. A l'aide de la simulation numérique et à partir des analyses thermiques, les sollicitations de ces zones ont été étudiées. Enfin, des analyses métallographiques et des mesures de dureté ont été effectuées pour analyser localement la structure de l'outil dans les zones usées.

### 4.6.1 Identification des zones d'usure

Pour identifier les zones d'usure, une comparaison entre la géométrie finale de l'outillage (fin du cycle de vie) et la géométrie initiale (début du cycle de vie) a été réalisée. Le système de mesure optique 3D ATOS de GOM® de haute résolution (16 mégapixels) a été utilisé pour mesurer la géométrie intégrale de l'outillage. Le résultat est un nuage de points lequel est polygonalisé pour obtenir un maillage de la surface. La Figure 4-19 illustre l'installation expérimentale de la prise de mesures. Les capteurs scannent l'outillage, lequel est mis sur un support tournant. Une visualisation instantanée est également possible permettant de vérifier que toutes les zones de l'outillage ont bien été complètement scannées.

Cette technique de mesure implique que les outillages ne soient pas sur le laminoir, c'est pourquoi il n'est pas possible de mesurer les outillages plusieurs fois au cours du cycle de vie afin de suivre l'évolution progressive de l'usure. Les mesures sur l'outillage ont été uniquement réalisées à l'état neuf et à l'état usé (avant et après production).

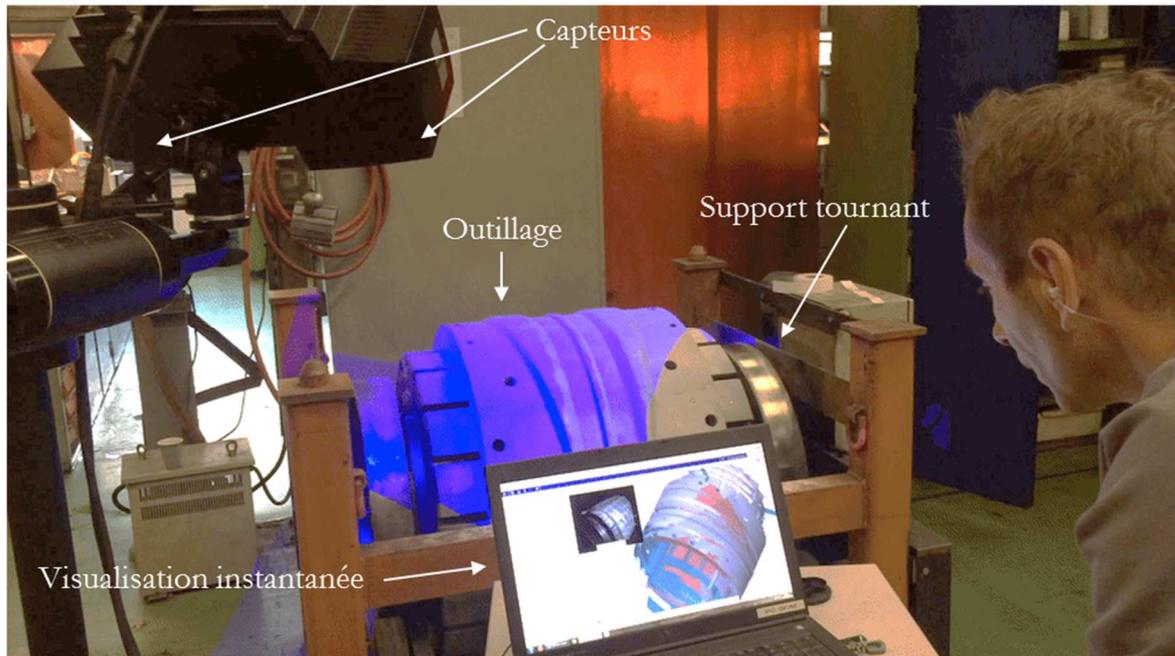


Figure 4-19 – Installation de la mesure optique 3D des outillages avant et après le cycle de vie

Le nuage de points est digitalisé, le résultat est une surface maillée de la géométrie de l'outillage comme présenté en Figure 4-20. On peut observer un rouleau et un outillage complet. Les deux outillages supérieur et inférieur ont été mesurés.

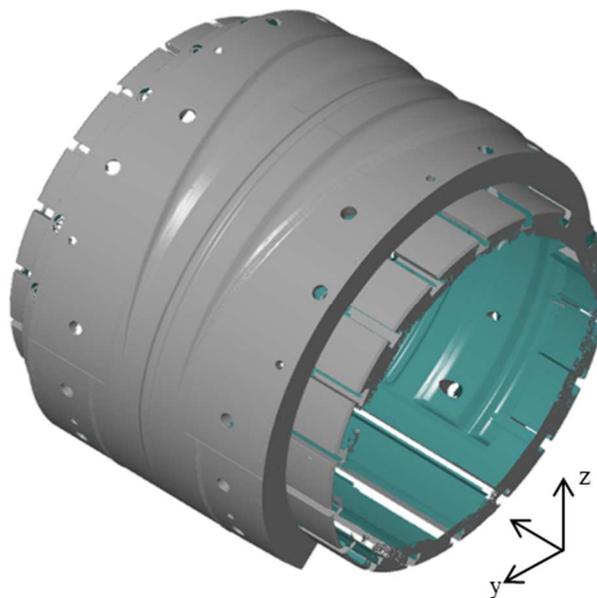


Figure 4-20 – Nuage de points digitalisé de l'outillage mesuré

Pour faire une comparaison de surfaces (Outillage neuf *vs.* Outillage utilisé) il est nécessaire d'aligner les deux maillages. Un alignement par éléments géométriques a été choisi en sélectionnant des éléments réputés invariant pendant le cycle de vie. Ces éléments sont présentés en Figure 4-21 : le rouleau (cylindre), un plan

latéral (créé à partir des facettes latérales des 5 segments) et un plan à la fin de l'outillage (dans le cas de l'outillage à 5 segments, ce plan correspond à un seul segment ; en revanche, dans le cas de l'outillage à 11 segments, ce plan est créé à partir de facettes de deux segments de l'outillage).

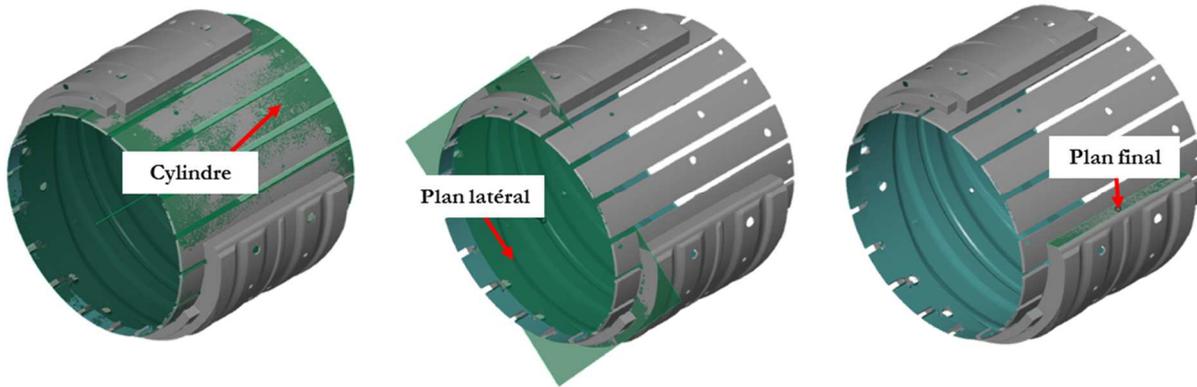


Figure 4-21 – Eléments géométriques d'ajustement

Plusieurs outillages à différents relavages ont été scannés pendant ces travaux de thèse. Dans ce manuscrit les observations réalisées sont présentées sur l'exemple de l'outillage « ADJ » relavage N°5 à 11 segments. Les outillages (supérieur et inférieur) à l'état **neuf** ont été scannés en décembre 2015 et ils sont comparés à l'état **usé** scanné en février 2016. Un total de 300 000 pièces laminées ont été produites pendant le cycle de vie.

Avant de présenter les résultats, une définition de termes est nécessaire (voir Figure 4-22). On appelle le côté 1 « inducteur » le côté gauche de l'outillage et le côté 2 « pilon » le côté droit de l'outillage. Le lopin arrive du côté « inducteur ». Il se déplace jusqu'à entrer en contact avec la butée positionnée du côté « pilon ».

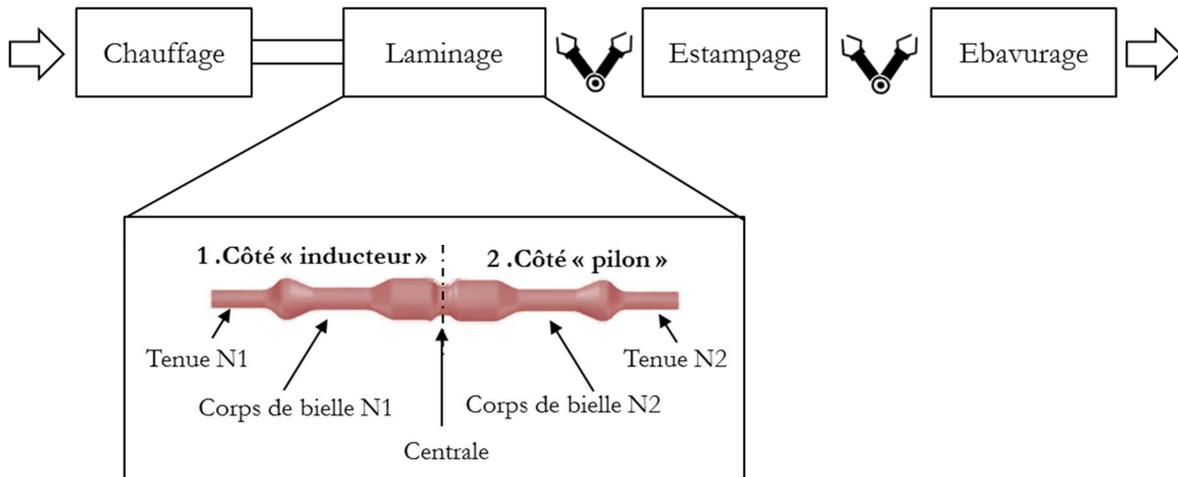


Figure 4-22 – Définition du côté « inducteur » et du côté « pilon »

Pour rappel, le montage des segments de l'outillage, comme expliqué précédemment, se fait à l'aide de trous de fixation et d'une référence fixe du côté « pilon » comme illustré dans la Figure 4-23.

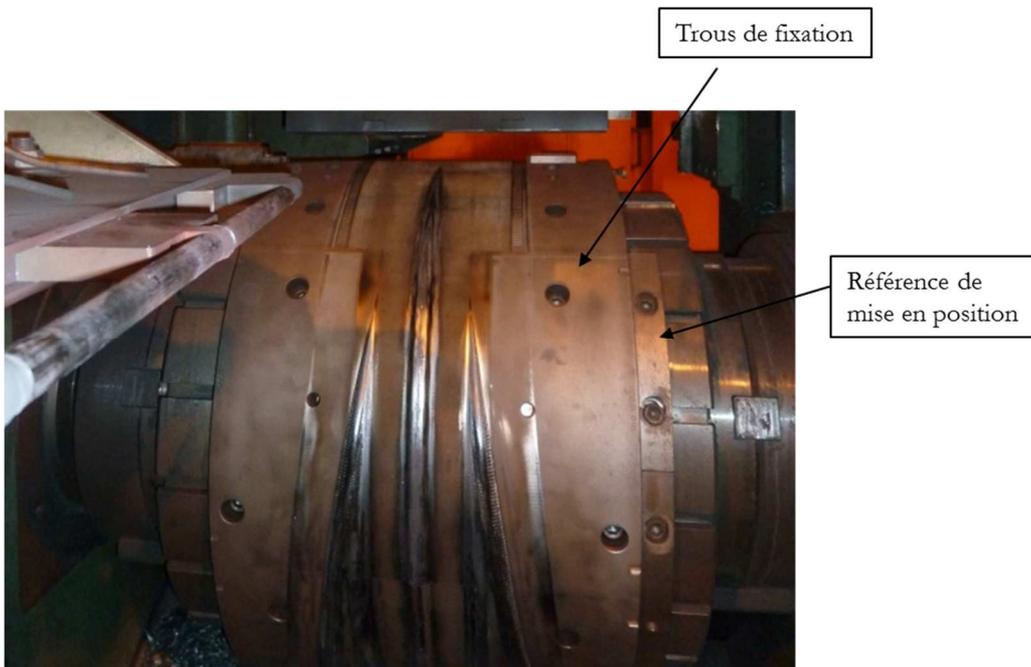


Figure 4-23 – Montage de segments de l'outillage à l'aide de trous de fixation et d'une butée

Les premières constatations sont présentées ci-après.

- Les zones d'usure importantes sont identifiées.
  - Un mouvement relatif des segments est observé
  - L'usure est dissymétrique entre le côté « inducteur » et le côté « pilon »
  - L'usure est dissymétrie entre l'outillage supérieur et l'outillage inférieur
- 
- **Zones d'usure importantes.**

De manière globale, l'usure de l'outillage se caractérise par une perte de matière importante sur les facettes extérieures des coins de réduction de corps de bielle et des tenues (voir parties en bleu sur la Figure 4-24), les pertes les plus importantes se trouvant dans les phases de pénétration et d'étirement. L'usure s'étend toutefois sur toute la longueur du coin, c'est-à-dire, jusqu'à la fin de la phase de calibrage. Les facettes intérieures des coins de réduction de corps de bielles présentent également une perte de matière importante jusqu'à la phase de calibrage.

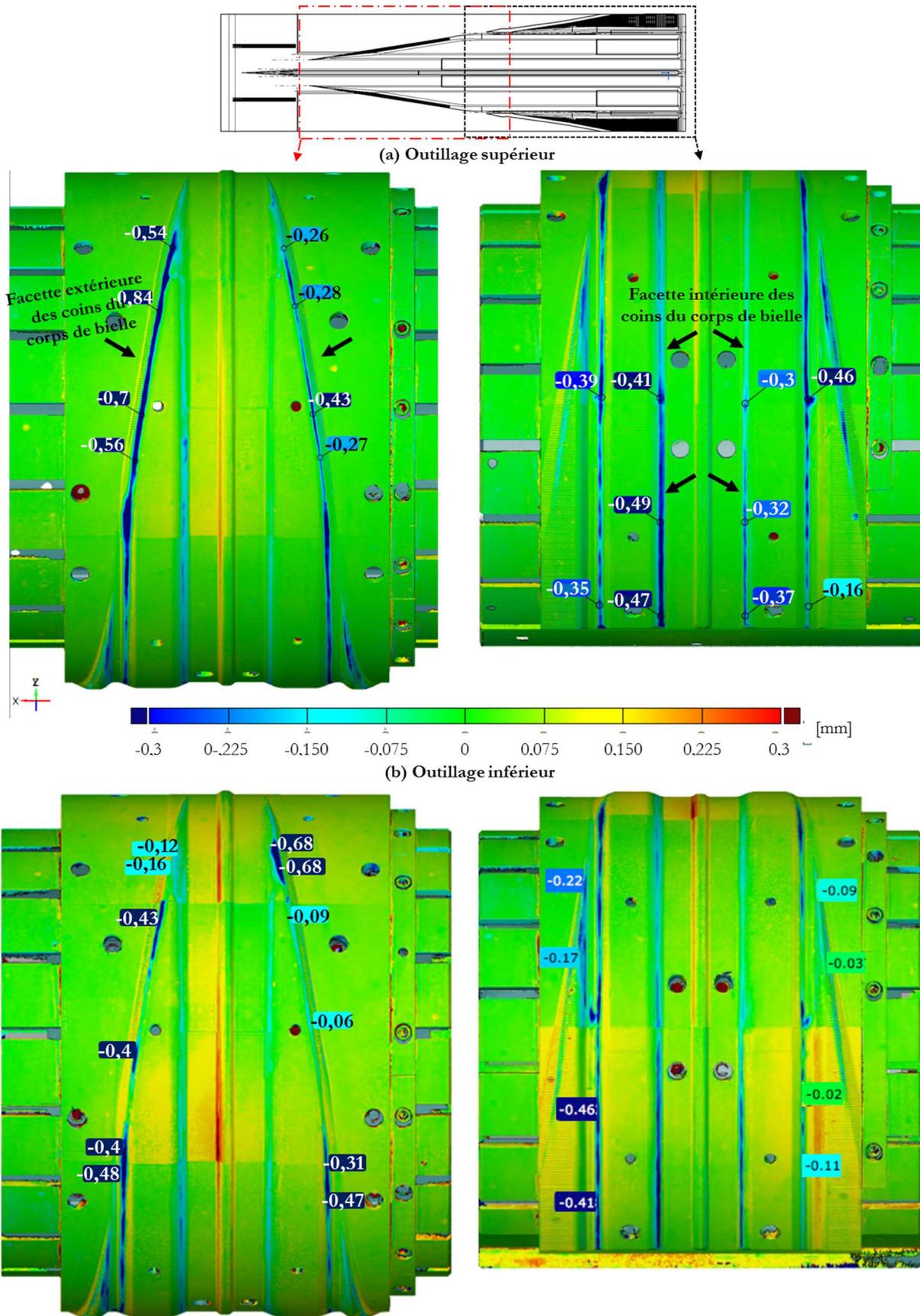


Figure 4-24 – Comparaison entre la géométrie initiale et la géométrie finale des outillages (a) supérieur et (b) inférieur. Outillage « ADJ » relavage 5 (11 segments)

- **Déplacements relatifs entre les segments**

Un déplacement relatif entre les segments est observé (voir Figure 4-25). Pour l'outillage supérieur, un écart est observé dans le segment N3 du côté « inducteur ». Pour l'outillage inférieur, un écart entre les segments est observé dans plusieurs segments du côté « inducteur » N2, N3 et N5. Cela signifie que certains segments ont eu des mouvements de corps rigides les uns par rapport aux autres au cours du cycle de vie de l'outillage.

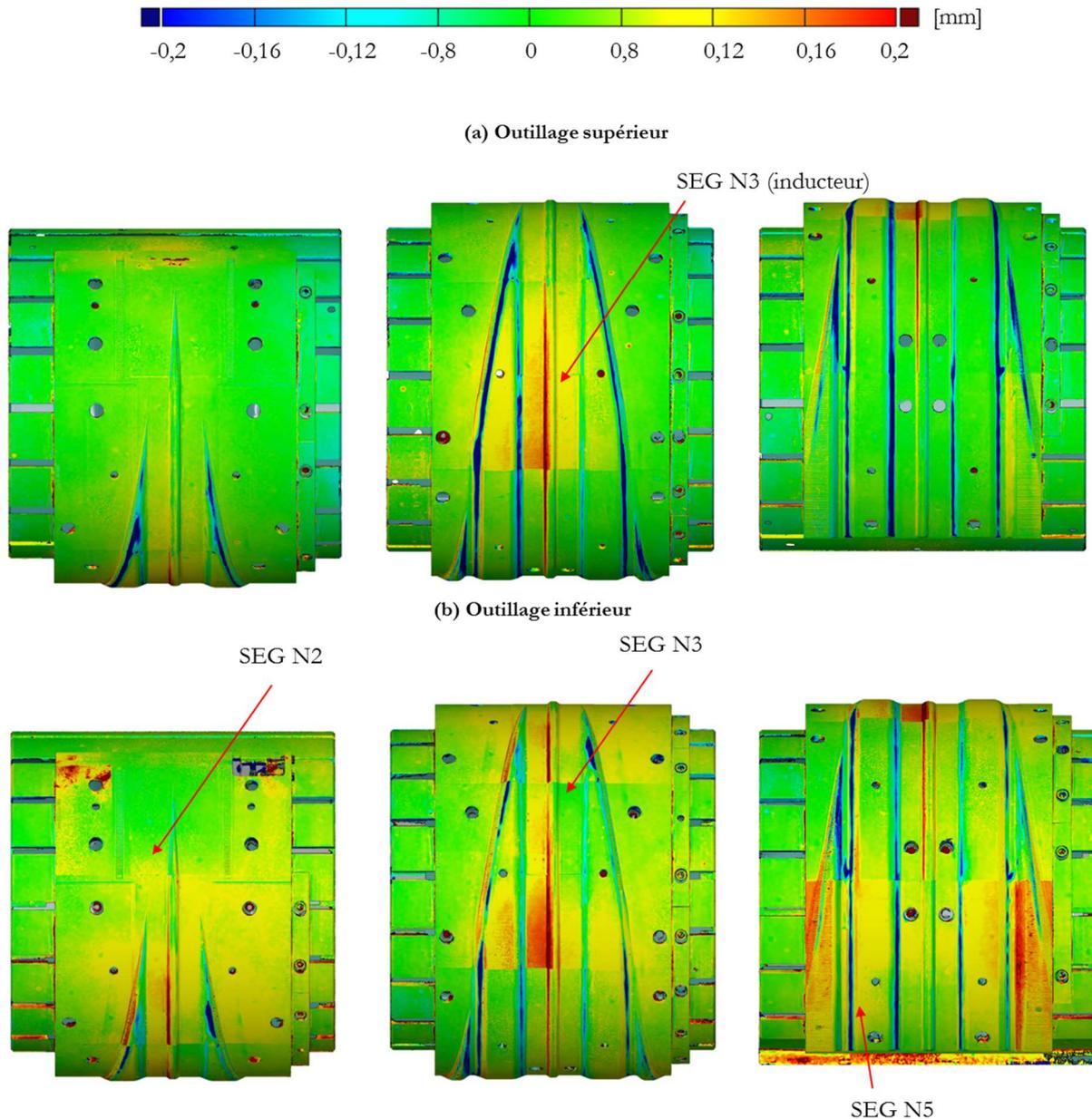


Figure 4-25 – Comparaison entre la géométrie finale et la géométrie initiale des outillages. Analyse de l'écart entre les segments des outillages (a) supérieur et (b) inférieur. Outillage « ADJ » relavage 5 à 11 segments

- **Dissymétrie d'usure entre le côté « inducteur » et le côté « pilon »**

Les deux outillages, supérieur et inférieur, présentent une dissymétrie d'usure entre les côtés « inducteur » et « pilon » comme observé sur la Figure 4-24. Pour l'outillage supérieur, l'usure est plus importante du côté « inducteur ». Pour l'outillage inférieur, une usure importante est observée dans la phase de pénétration du coin de la réduction de bielle du côté « pilon ». En revanche l'usure de la phase d'étirement est plus importante du côté « inducteur » (voir Figure 4-24).

- **Dissymétrie d'usure entre l'outillage supérieur et l'outillage inférieur**

La Figure 4-24 a mis également en évidence une dissymétrie d'usure entre l'outillage supérieur et l'outillage inférieur, l'usure étant plus importante pour l'outillage supérieur.

Pour expliquer ces constatations, plusieurs analyses sont effectuées : numériques, thermiques et métallographiques. Les résultats sont présentés dans les sections suivantes. Des analyses numériques sont réalisées pour expliquer premièrement, la position des zones d'usure importantes, notamment celles sur les facettes extérieures et les facettes intérieures des phases de pénétration et d'étirement du coin du corps de bielle. Deuxièmement, pour expliquer l'usure observée sur toute la longueur de l'outillage jusqu'à la fin de la zone de calibrage. Ensuite, la répartition de la température en surface des outillages est analysée à partir de mesures thermiques. Des études sont menées pour expliquer la corrélation entre les zones chaudes et les zones d'usure, et pour expliquer la dissymétrie d'usure constatée laquelle n'est pas justifiée. Enfin, pour compléter la caractérisation des profils d'usure, des analyses métallographiques et des mesures de dureté sont réalisées.

#### **4.6.2 Analyses numériques**

La simulation numérique est utilisée pour mieux comprendre les observations constatées précédemment. On commence par analyser les deux zones d'usures prédominantes identifiées : (a) une zone d'usure sur la facette extérieure du coin et la partie supérieure du coin (voir Figure 4-26a). Cette usure semble commencer à la fin de la zone de pénétration et au début de l'étirement et s'étend jusqu'à la zone de calibrage. (b) une zone d'usure sur la facette intérieure du coin et la partie supérieure du coin (voir Figure 4-26b). Cette usure commence depuis la phase de l'étirement et s'étend sur toute la zone de calibrage.

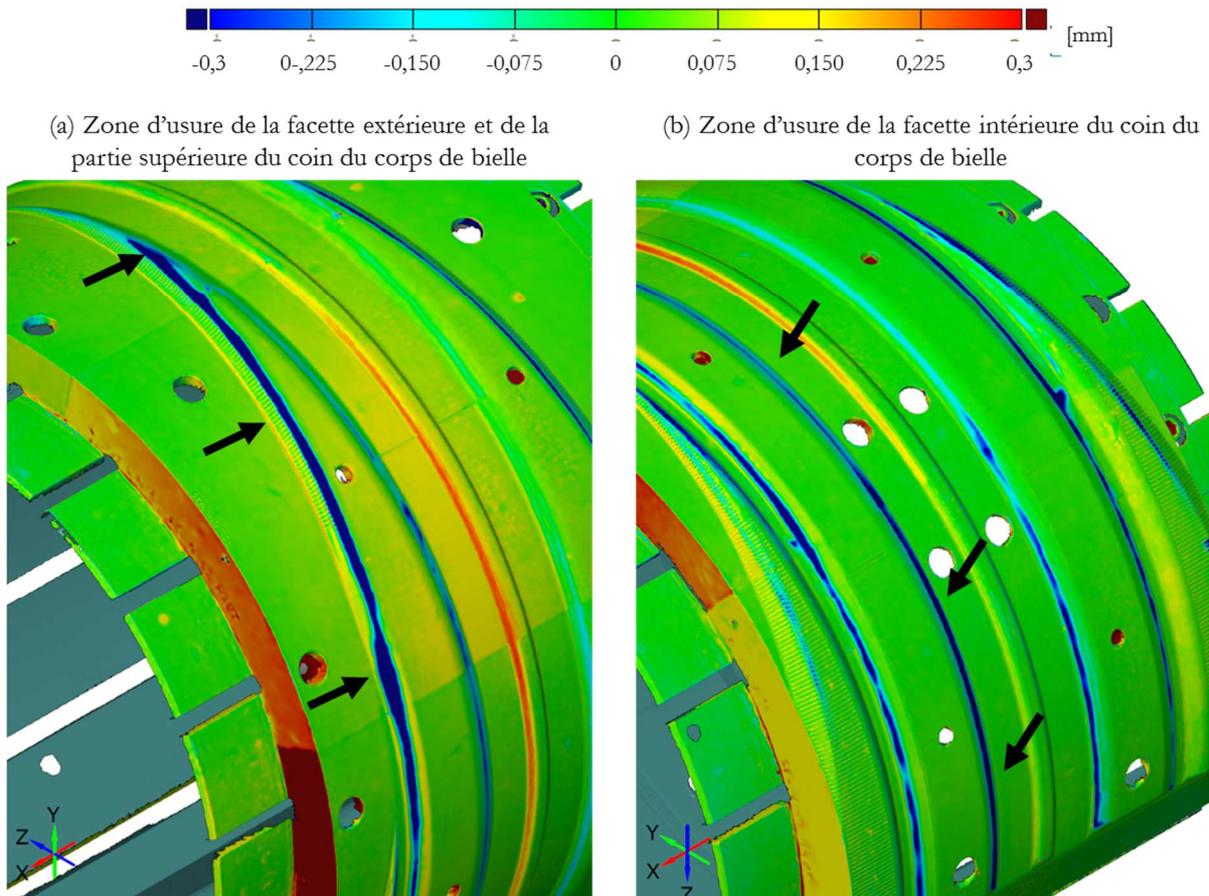


Figure 4-26 – Exemple de (a) zone d'usure de la facette extérieure et la partie supérieure du coin du corps de bielle et (b) zone d'usure de la facette intérieure du coin du corps de bielle

Pour comprendre ces zones d'usure il faut d'abord rappeler le principe du procédé. Le laminage transversal se caractérise par un phénomène de recouvrement se produisant quand l'outillage rencontre la forme du lopin pré-déformée par l'outillage opposé.

Ce phénomène de recouvrement semble jouer un rôle majeur lors de l'apparition de l'usure. La Figure 4-27 met en évidence l'interaction des formes pré-déformées du lopin de la phase d'étirement et le coin opposé. On peut observer les stries imprimées sur le laminé par le rouleau supérieur lesquelles entrent en contact avec la facette extérieure et la partie supérieure du coin opposé. En analysant le coefficient d'usure abrasive d'Archard on peut constater que celui-ci est important dans ces zones de recouvrement et que sa valeur présente la périodicité des stries.

La Figure 4-28 met en évidence l'interaction entre les formes pré-déformées dans la phase de pénétration lesquelles viennent s'appuyer sur la partie supérieure de la facette intérieure du coin opposé. L'analyse du critère d'usure abrasive montre que celui-ci est important dans ces zones de recouvrement.

Les analyses numériques montrent également une usure abrasive dans la facette intérieure du coin depuis l'étirement jusqu'à la zone de calibrage comme illustré en Figure 4-29. Celle-ci étant plus basse en comparaison avec les zones de recouvrement des phases de pénétration et d'étirement.

Effet de recouvrement sur la facette extérieure du coin et la partie supérieure du coin

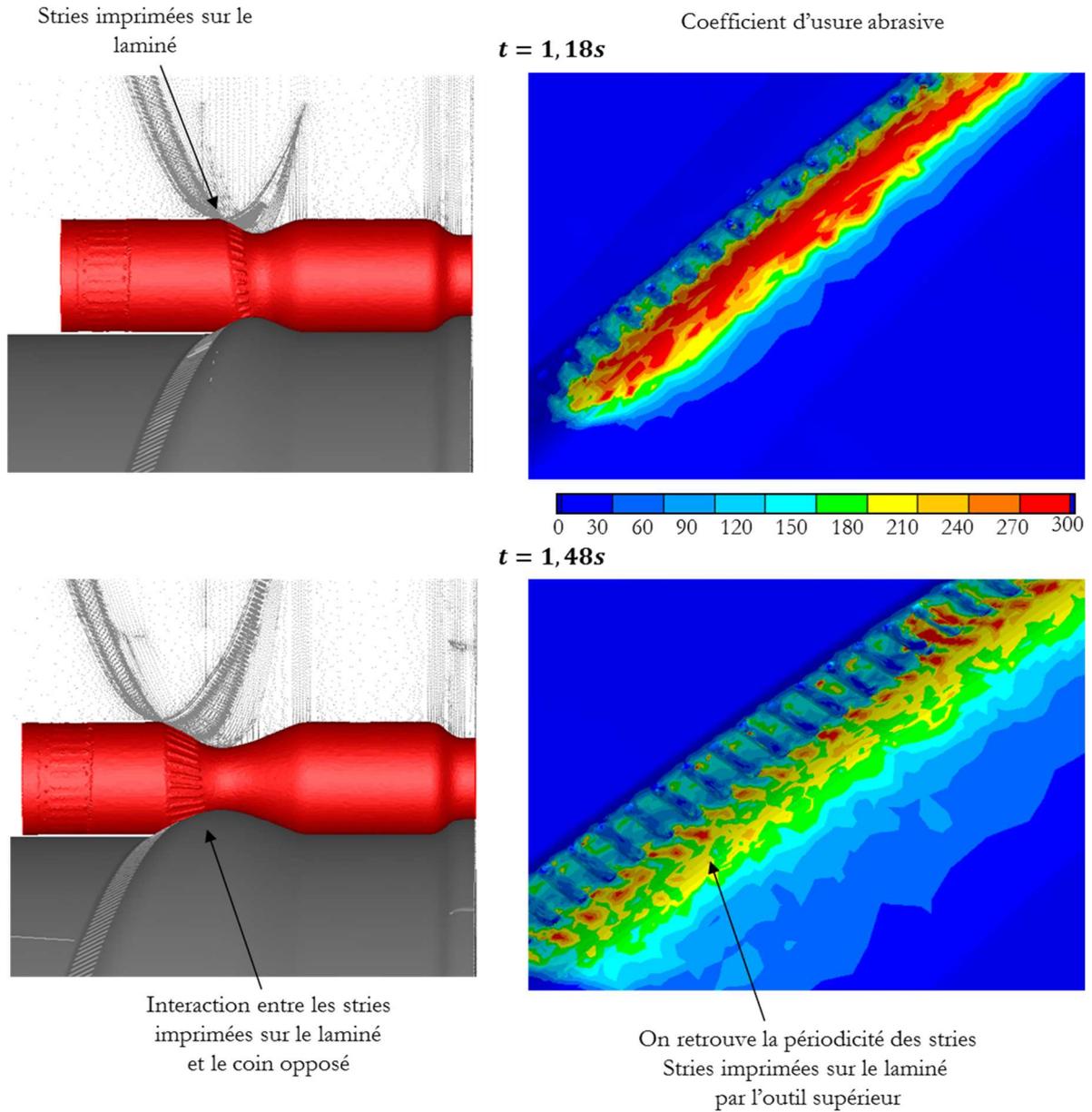


Figure 4-27 – Effet de recouvrement. Interaction entre le coin et les stries imprimées sur le laminé par le rouleau supérieur. Analyse du coefficient d'usure abrasive

### Effet de recouvrement dans la facette intérieure du coin

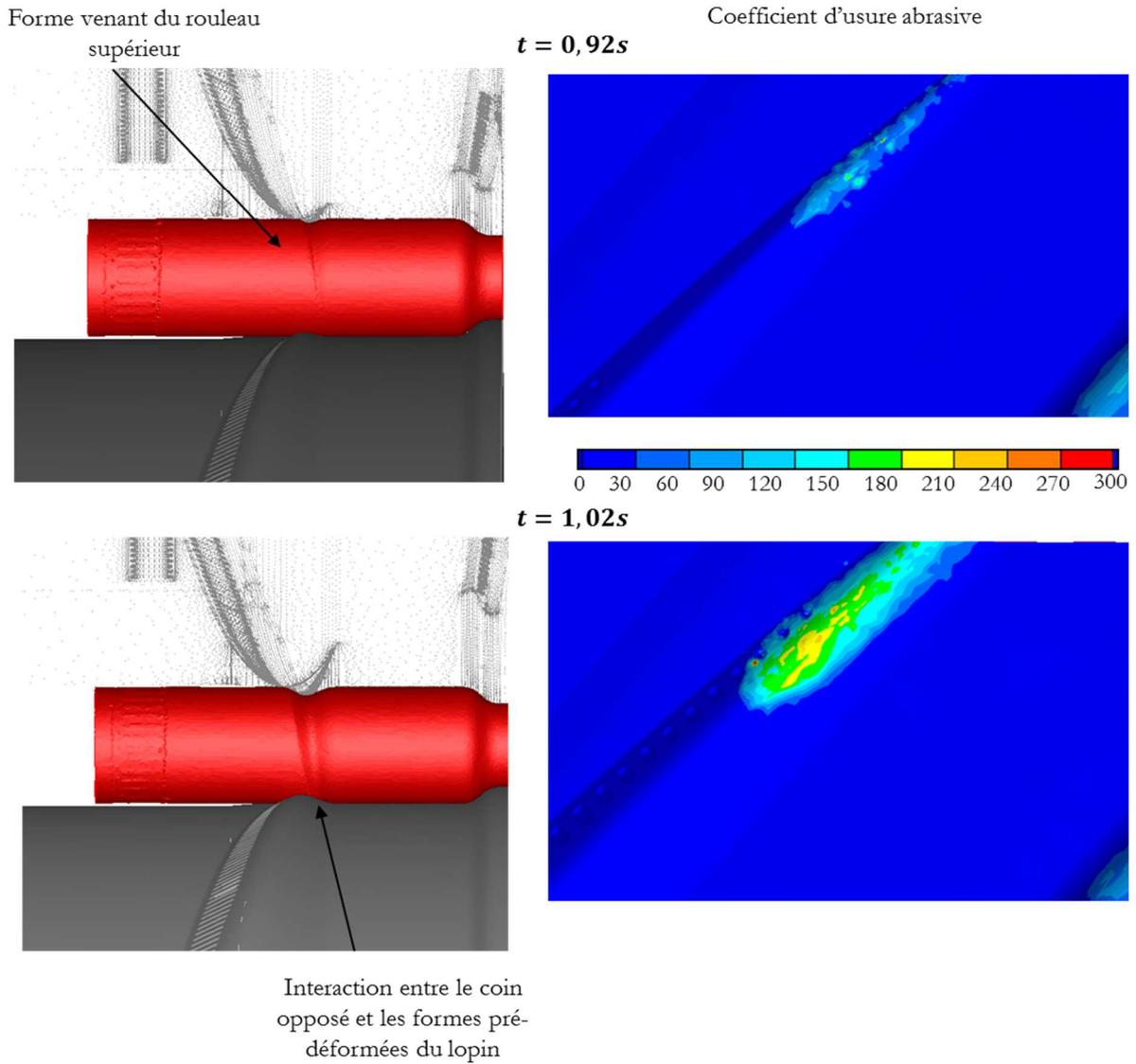


Figure 4-28 – Effet de recouvrement. Interaction entre le coin inférieur et les formes venant de l'outillage supérieur. Analyse du coefficient d'usure abrasive

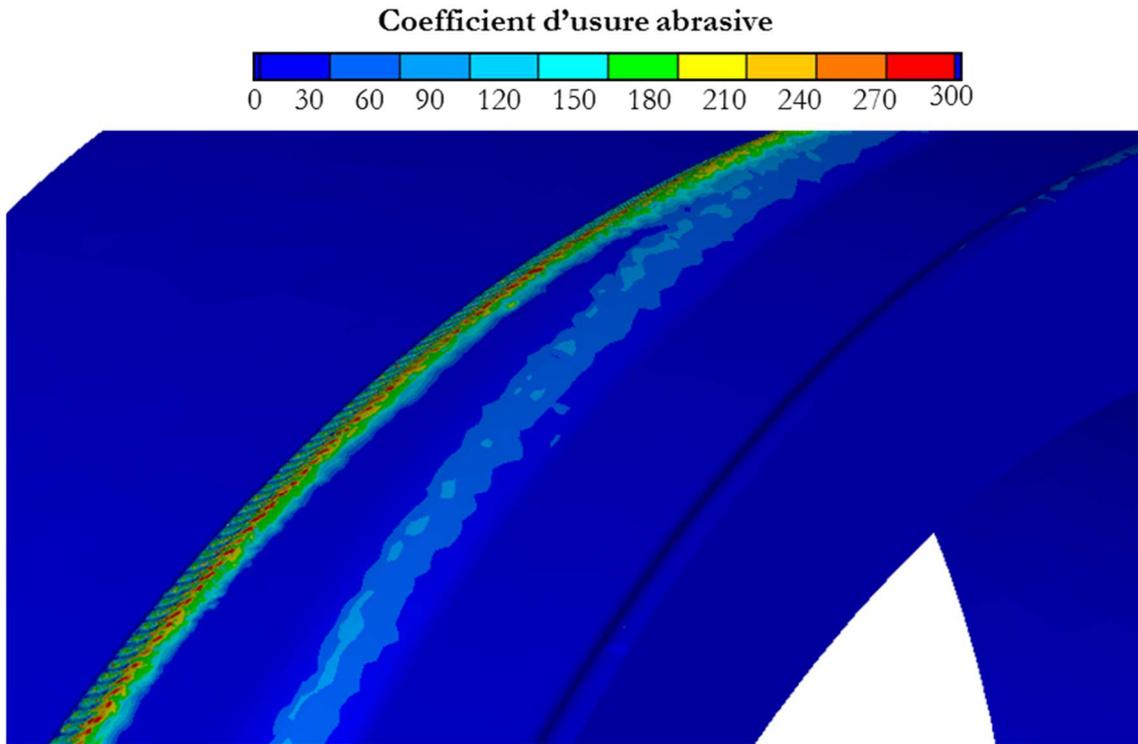


Figure 4-29 – Coefficient d'usure abrasive de la facette intérieure du coin

Les analyses en simulation et les observations industrielles semblent expliquer un effet progressif de l'usure de l'outillage. L'usure commence probablement dans les zones de pénétration et d'étirement des coins et se propage au cours de la vie de l'outil jusqu'aux zones de calibrage. Au début les zones pré-déformées du lopin pilotent l'apparition de l'usure, comme observé dans la Figure 4-27 et Figure 4-28. A la fois, les nouvelles formes pré-déformées par un coin usé vont favoriser et propager l'usure en l'étendant jusqu'à la zone de calibrage comme illustré dans la Figure 4-29. L'évolution de l'usure dépend du profil d'usure lui-même.

### 4.6.3 Analyses thermiques

Des mesures thermiques ont été réalisées sur la ligne de production afin de relever la température en surface des outillages. Plusieurs analyses ont été réalisées, d'abord une analyse des points chauds de l'outillage et ensuite, une comparaison des températures des outillages supérieur et inférieur. Pour cela, des cartographies thermiques des outillages ont été reconstruites. Les paragraphes suivants sont dédiés à expliquer l'acquisition et la méthodologie d'analyse. Les cartographies résultantes et les analyses réalisées sont présentées après. Les mesures ont été réalisées en octobre 2013 une semaine après le démarrage de l'outillage en production.

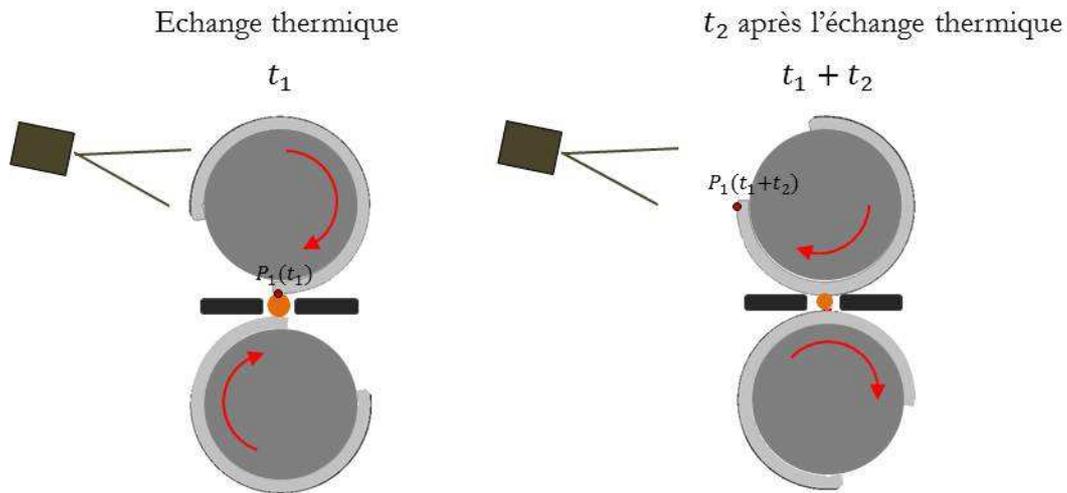
L'installation pour l'acquisition des températures des deux rouleaux est identique, les schémas de la Figure 4-30 et la Figure 4-31 expliquent respectivement les caractéristiques des acquisitions des rouleaux supérieur et inférieur. Pour le rouleau supérieur, le contact avec le laminé au point  $P_1$  se produit à un instant

$t_1$ . Au moment de l'enregistrement de la température au point  $P_1$ , un quart de tour est passé ( $t_1 + t_2$ ). Par conséquent :

$$T(P_1(t_1)) \neq T(P_1(t_1 + t_2)).$$

La température mesurée n'est pas la température au moment du contact. Toutefois, toutes les températures ont été relevées avec le même décalage d'un quart de tour après le contact avec le laminé.

### Schématisation des acquisitions par caméra thermique du rouleau supérieur



$$T(P_1(t_1 + t_2)) \neq T(P_1(t_1))$$

Figure 4-30 – Schématisation des acquisitions par caméra thermique du rouleau supérieur

Pour le rouleau inférieur, les caractéristiques de l'enregistrement sont les mêmes. Le contact avec le laminé du point  $P_2$  se produit à l'instant  $t_1$ . L'enregistrement est réalisé un quart de tour après à l'instant ( $t_1 + t_2$ ). Etant donné qu'il n'y a qu'une seule caméra thermique, les acquisitions des rouleaux ont été faites l'une après l'autre, le rouleau supérieur puis le rouleau inférieur.

### Schématisation des acquisitions par caméra thermique du rouleau inférieur

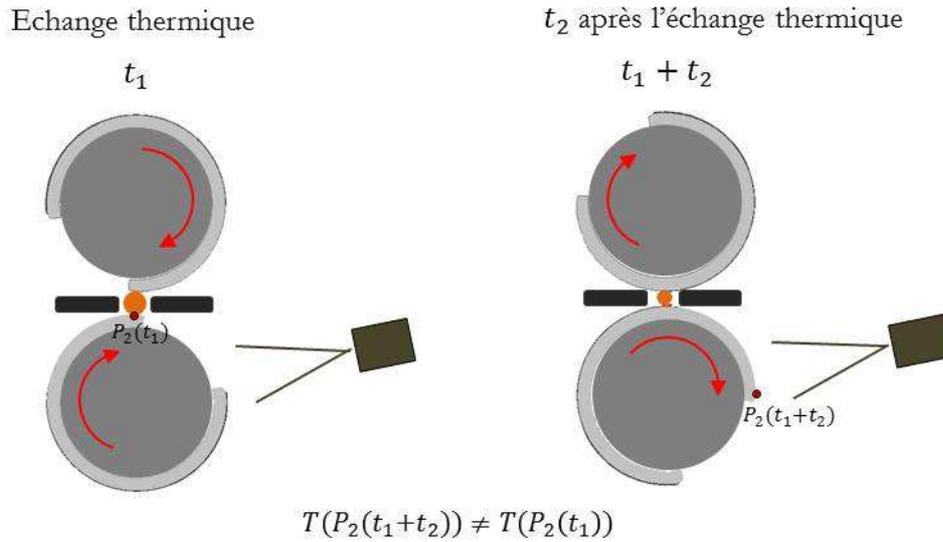


Figure 4-31 – Schématisation des acquisitions par caméra thermique du rouleau inférieur

Avec le logiciel Altair de FLIR Systems®, les images acquises ont été analysées. Un profil d'analyse a été placé au centre de l'image comme illustré dans la Figure 4-32. Le profil de température à chaque instant du cycle a été relevé (*Température (°C) vs Distance (mm)*) et analysé.

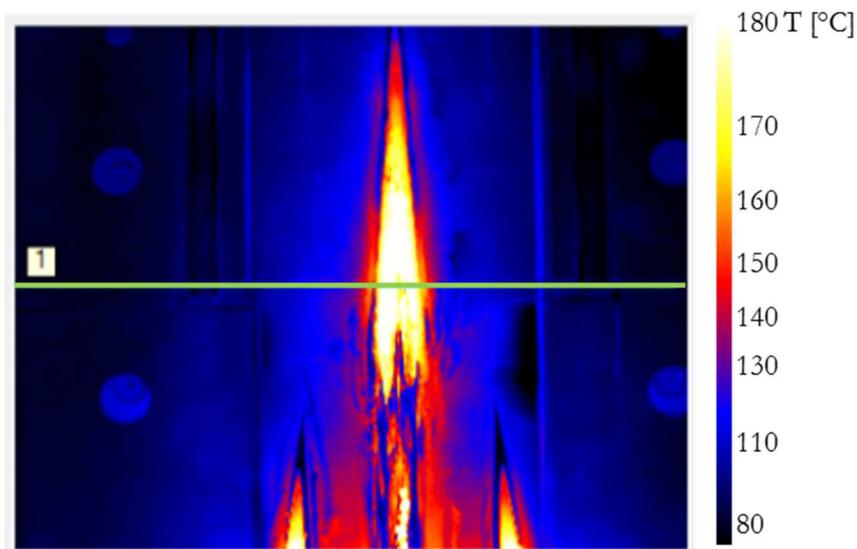


Figure 4-32 – Image thermique et profil d'analyse

En assemblant les profils de température à chaque instant du cycle, une image est reconstituée. Le positionnement temporel des profils est expliqué dans le Tableau 4-2.

Profil 1 à	$t + t_1$
Profil 2 à	$t + \tau + t_1$
Profil 3 à	$t + 2\tau + t_1$
Profil 4 à	$t + 3\tau + t_1$
Profil n à	$t + (n - 1)\tau + t_1$
	Où $\tau = \frac{1}{175s} \text{ image}$ $175\text{Hz} = \text{fréquence d'acquisition}$ $t_1 = 1/4 \text{ de tour}$

Tableau 4-2 – Positionnement temporel des profils

Le schéma de la Figure 4-33 explique la reconstruction de la cartographie thermique.

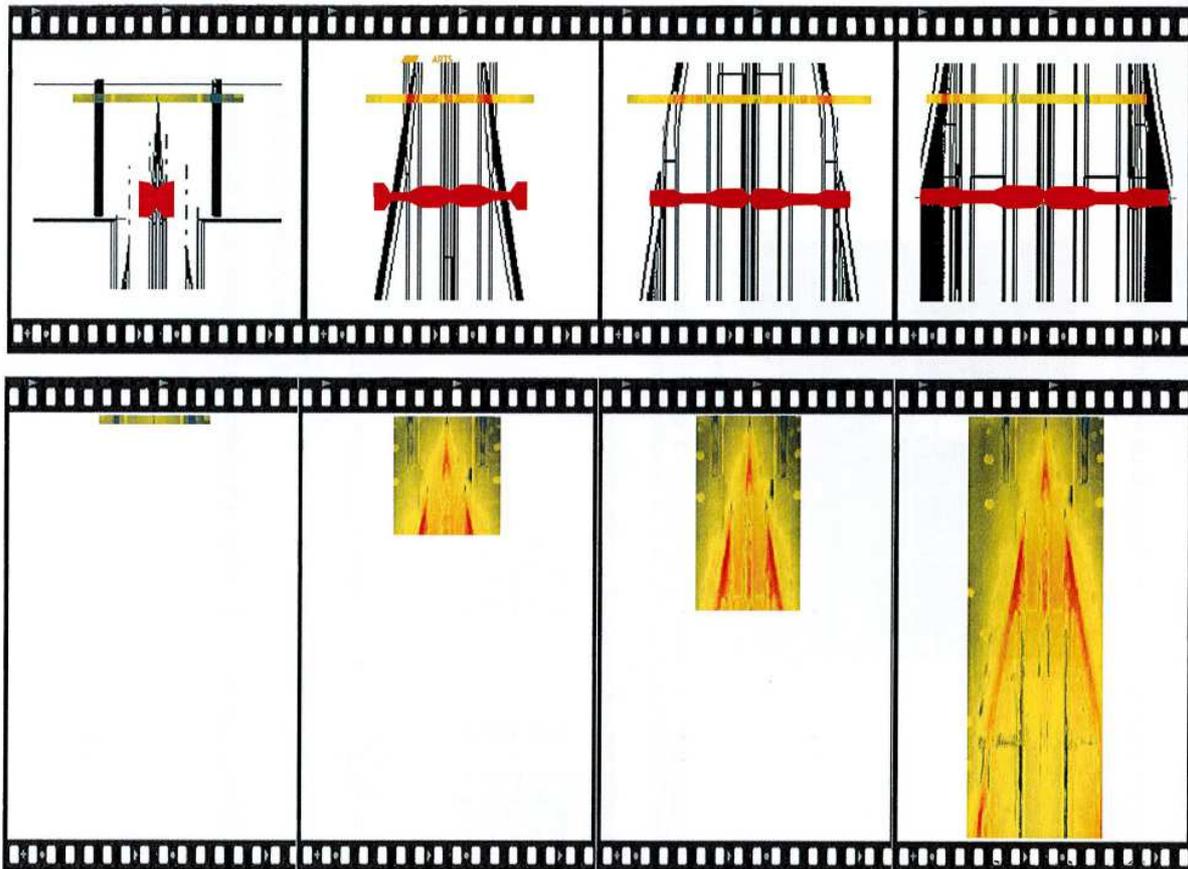


Figure 4-33 – Schématisation de la construction de la cartographie thermique

Les cartographies résultantes des outillages sont présentées sur la Figure 4-34. Elle représente la répartition de la température en chaque point de l'outillage  $1/4$  de tour après le contact avec la matière du laminé. Chaque ligne correspond à un instant différent. Les mesures thermiques du début et de la fin de

L'outillage inférieur n'ont pas pu être traitées étant donné une interférence avec la température trop élevée du lopin.

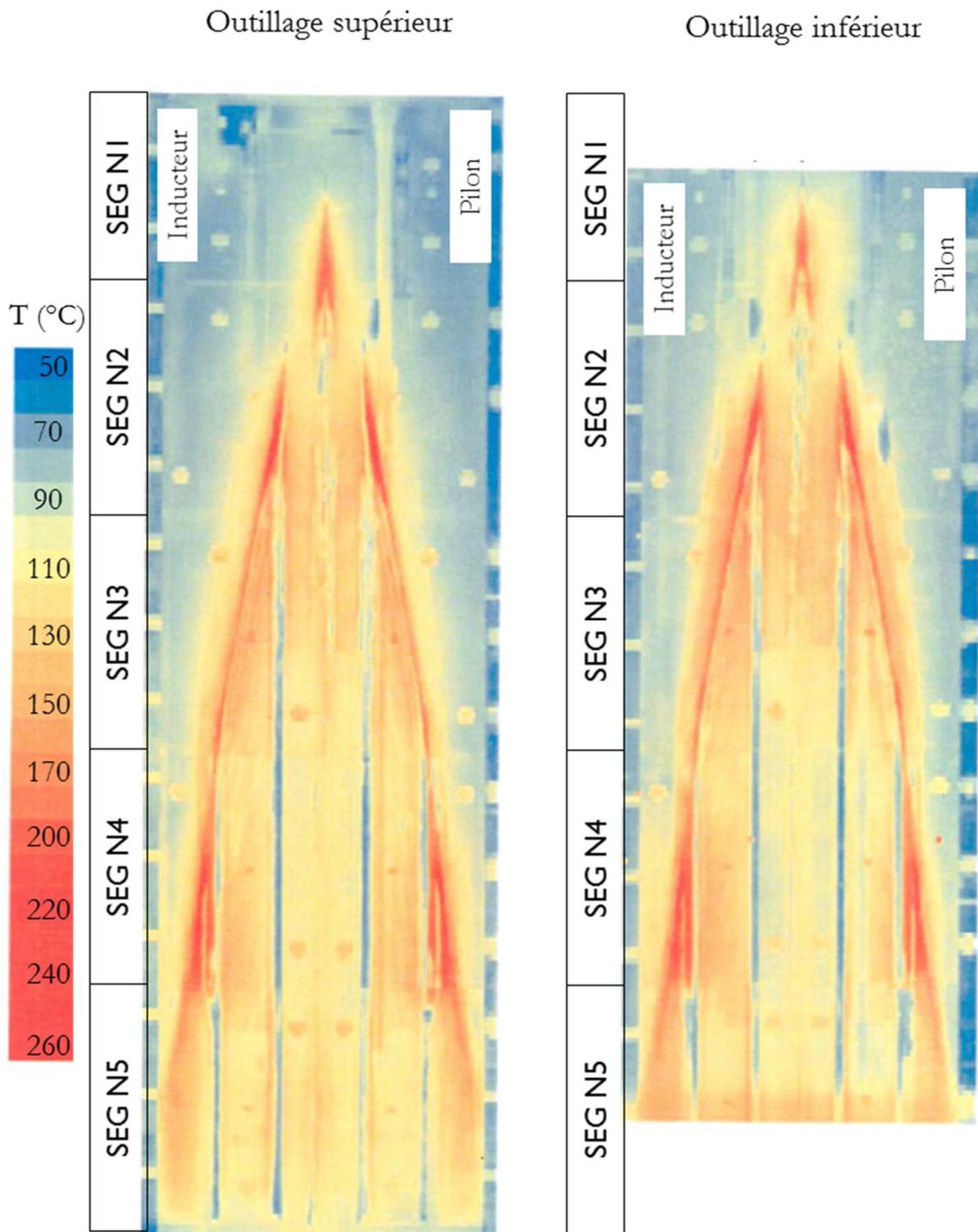


Figure 4-34 – Cartographies thermiques des outillages supérieur et inférieur (mesures réalisées en octobre 2013 une semaine après le démarrage de l'outillage)

En analysant les cartographies thermiques des outillages de la Figure 4-34, on peut constater que les points chauds de l'outillage correspondent aux zones d'usures relevées par les analyses numériques et les scans 3D. Une température importante est observée dans la partie supérieure et les facettes extérieures des

coins du corps de bielle. Ceci est en cohérence avec les analyses de Wang et al. [11]. Une température élevée peut diminuer la dureté en surface des outillages favorisant le développement de l'usure.

Les écarts entre les segments peuvent être expliqués par le phénomène de dilatation thermique. Initialement, les segments de l'outillage, sont vissés sur rouleau à froid. L'outillage est ensuite préchauffé avant d'aller en production. Pendant le cycle de production les segments vont glisser sous les vis et ils vont se cambrer entre les vis (voir Figure 4-35). Pour le segment N3, par exemple, avec une température moyenne en surface de 150°C et compte tenu du coefficient moyenne de dilatation de l'acier H11, l'allongement  $\Delta L$  est de 0,45mm. Cet effet est irréversible dû aux vis de fixation.

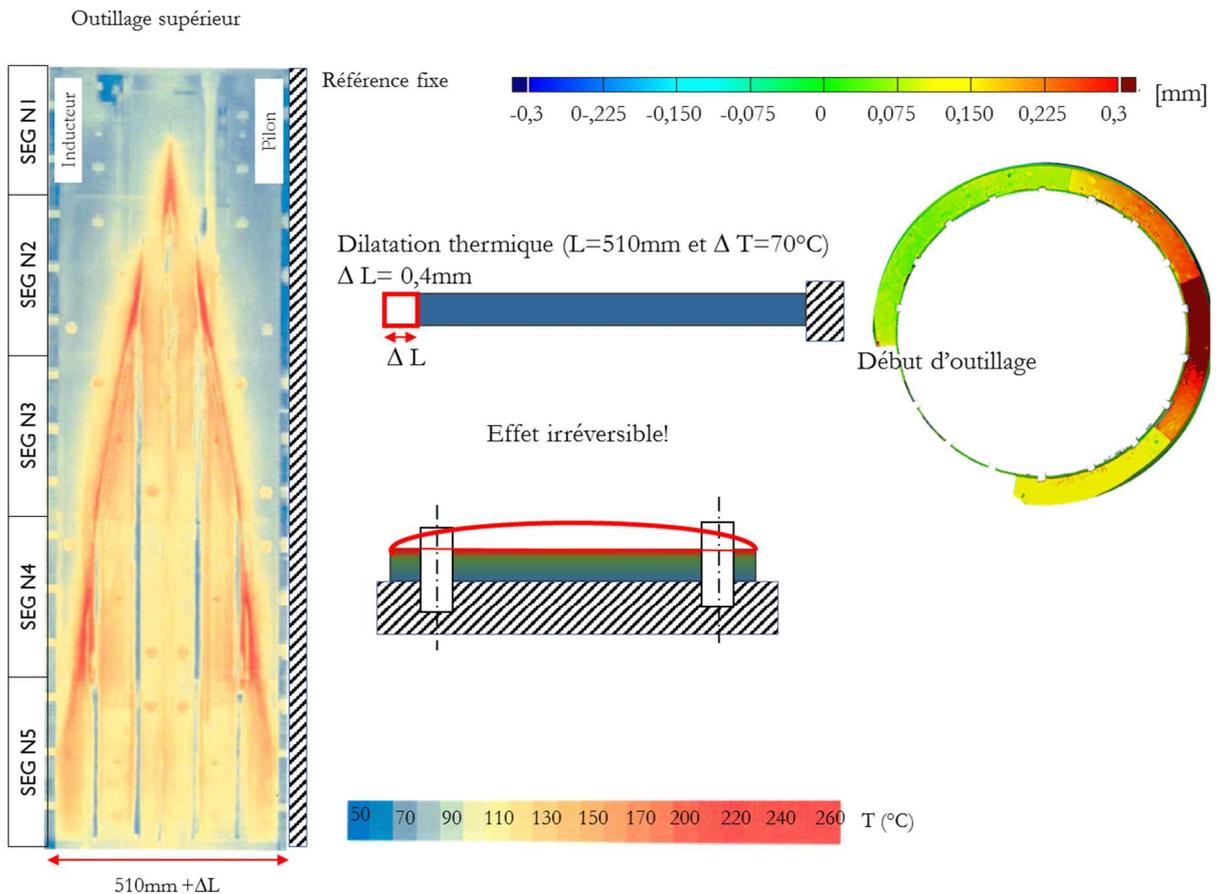


Figure 4-35 – Phénomène de dilatation thermique des segments

Enfin, la différence d'usure des outillages supérieur et inférieur ne semble pas être due à une dissymétrie de température car les deux cartographies thermiques sont globalement identiques.

#### 4.6.4 Profil local de l'usure. Analyses métallographiques et mesures de dureté

Les zones d'usure identifiées par les scans 3D de l'outillage ont été analysées, d'abord par des analyses visuelles pour analyser les faciès d'usure et ensuite par des analyses métallographiques et de mesures de dureté dans le but de mieux comprendre les sollicitations et les modes d'endommagement des outillages.

L'outillage « ADJ » au dernier relavage (7) composé de 11 segments a été analysé. Le protocole d'analyse est décrit ci-après. Pour chaque segment de l'outillage, des photos ont été prises pour créer une grille de manière à avoir un repère permettant d'identifier la taille et la zone du défaut (voir exemple de la Figure 4-36). Ensuite, des photos de détail ont été prises dans les zones des défauts identifiés (voir exemple de la Figure 4-37). Ensuite, 12 zones de défauts caractéristiques ont été sélectionnées (voir Figure 4-38a). Des échantillons ont été prélevés autour des zones d'intérêt (découpe jet d'eau). Ils ont été préparés pour la métallographie et les mesures de dureté (voir exemple de la Figure 4-38b).

Pour réaliser les analyses métallographiques, les échantillons ont été enrobés avec une résine EPOXY spéciale pour l'examen de bords. Ensuite, pour révéler la couche de nitruration, des attaques chimiques ont été réalisées suivant [12] et [13] (nital 2% pendant 7s, nital 4% pendant 7-10s et picral pendant 90s). Après, pour chaque échantillon le profil du défaut a été relevé dans le but de naviguer le long de la surface et donc d'identifier les endroits d'usure. Ceci a été possible grâce à la création d'une mosaïque de plusieurs images (grossissement x10). La construction de cette mosaïque est présentée en Figure 4-39.

Enfin, les mesures de dureté ont été réalisées avec un micro-duromètre. Des cartographies de dureté ont été créées dans des zones spécifiques telles que le milieu de l'usure et l'extrémité de l'usure. Une étude R&R a été effectuée pour évaluer le système de mesure.

Outillage Inférieur

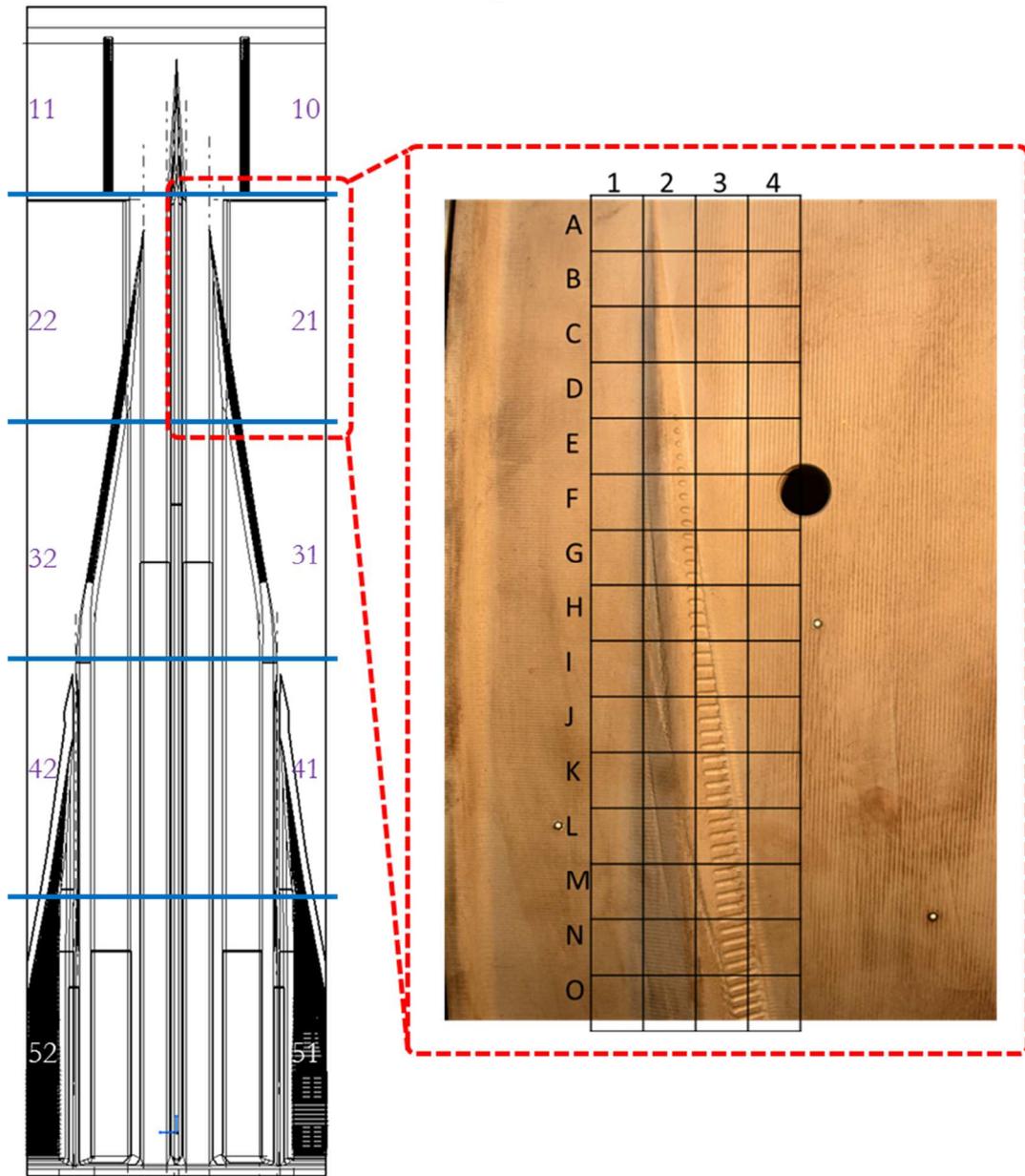


Figure 4-36 – Sélection des zones d'analyse. Prise de photo du segment de l'outil et création de la grille

Outillage Inférieur

Segment 21

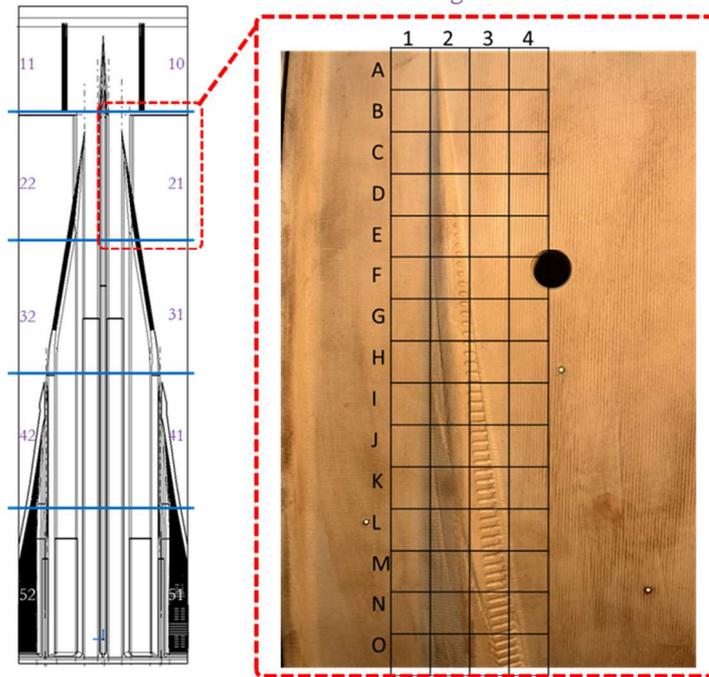


Figure 4-37 – Photo de détail du défaut. Exemple : coin « corps de bielle » défaut sur les facettes de pénétration. Outillage inférieur, segment 21. Voir Figure 4-36

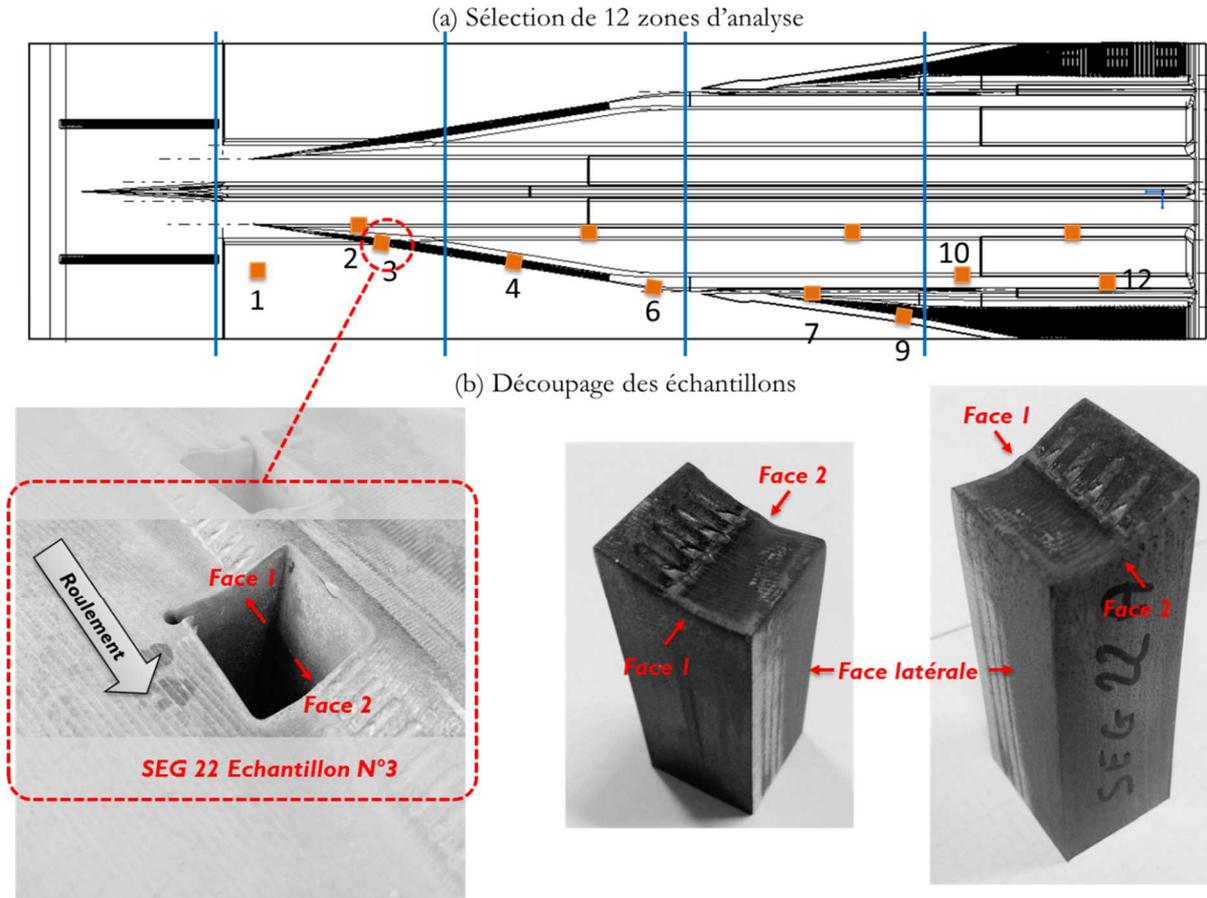


Figure 4-38 – (a) Sélection de 12 zones d'analyse et (b) découpage des échantillons. Exemple de l'échantillon N°3 du segment 22

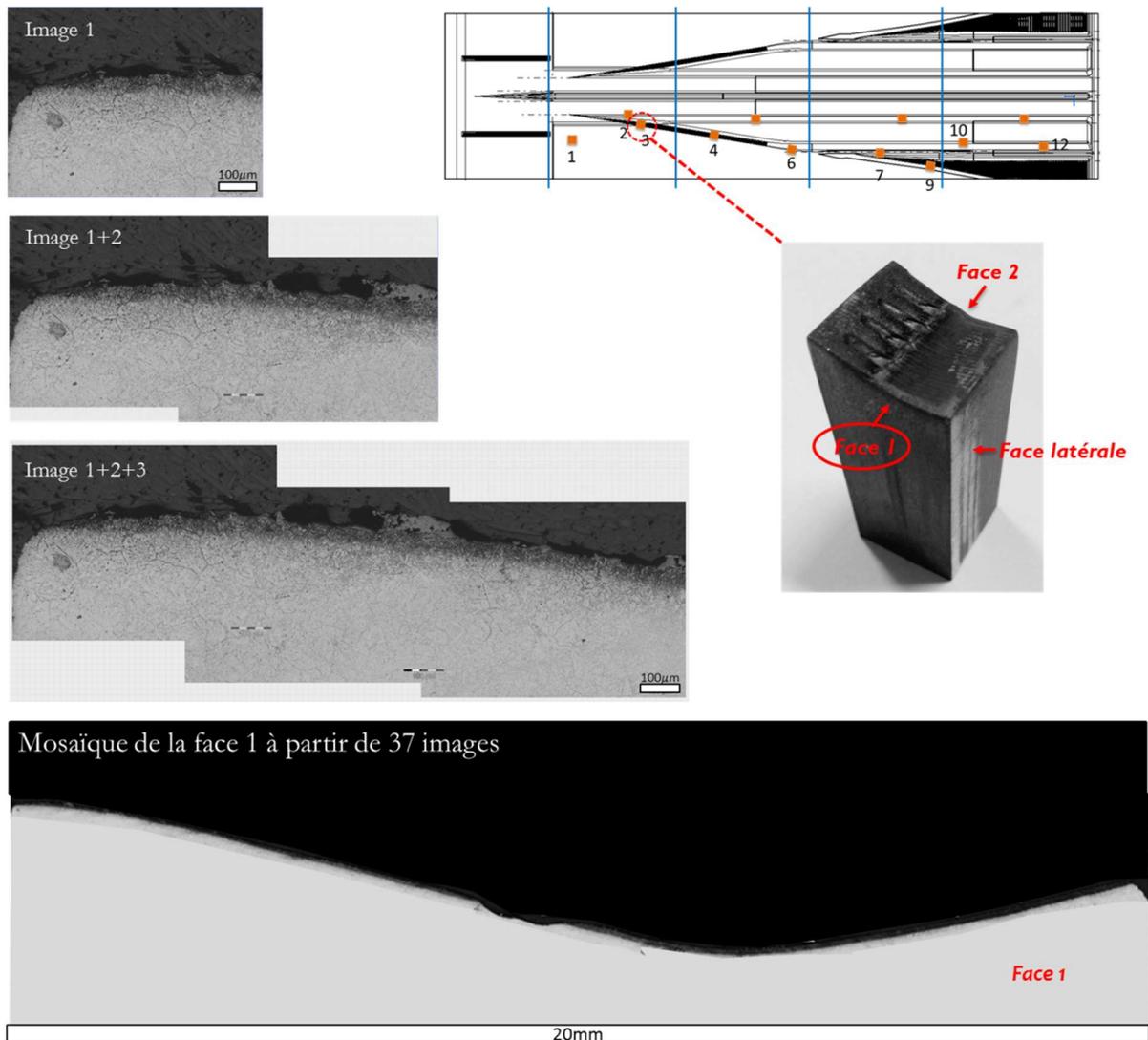


Figure 4-39 – Construction de la mosaïque de la face 1. Exemple de l'échantillon N3

Cette étude commence par une analyse de la couche de nitruration sur la surface de roulement. Cette surface ne provoque pas la déformation du lopin, on n'observe pas de traces d'usure. On analyse l'échantillon N1 situé dans le plan de roulement du lopin (voir Figure 4-40). Deux analyses sont réalisées :

- La surface 1, laquelle est en contact avec le rouleau. Cette surface n'est pas soumise aux opérations de sablage ni de relavage et n'est pas en contact avec le lopin, elle est toutefois soumise au traitement de dé-nitruration (Figure 4-40a-c).
- La surface 2, située dans le plan de roulement du lopin sans provoquer la déformation (Figure 4-40d-f). Cette surface est soumise aux opérations de dé-nitruration, relavage et sablage.

La couche de nitruration de la surface 1 présente les couches classiques d'un traitement de nitruration (voir Figure 4-4) : une couche de diffusion, avec une épaisseur d'environ  $300 - 400\mu\text{m}$  (Figure 4-40a) et une couche de combinaison, celle-ci est d'environ  $10\mu\text{m}$  (Figure 4-40b). On observe également la cémentite intergranulaire apparaissant sous formes de « fils d'ange » (Figure 4-40c).

La couche de nitruration de la surface 2 a une épaisseur plus faible, d'environ un rapport de 2 (Figure 4-40d). La couche de combinaison a disparu en raison des opérations de sablage réalisées avant le démarrage du cycle de production (Figure 4-40e). Dans la couche de diffusion on observe, là aussi, les fils d'angle (Figure 4-40f). La structure à cœur est martensitique comme illustrée sur la Figure 4-40g.

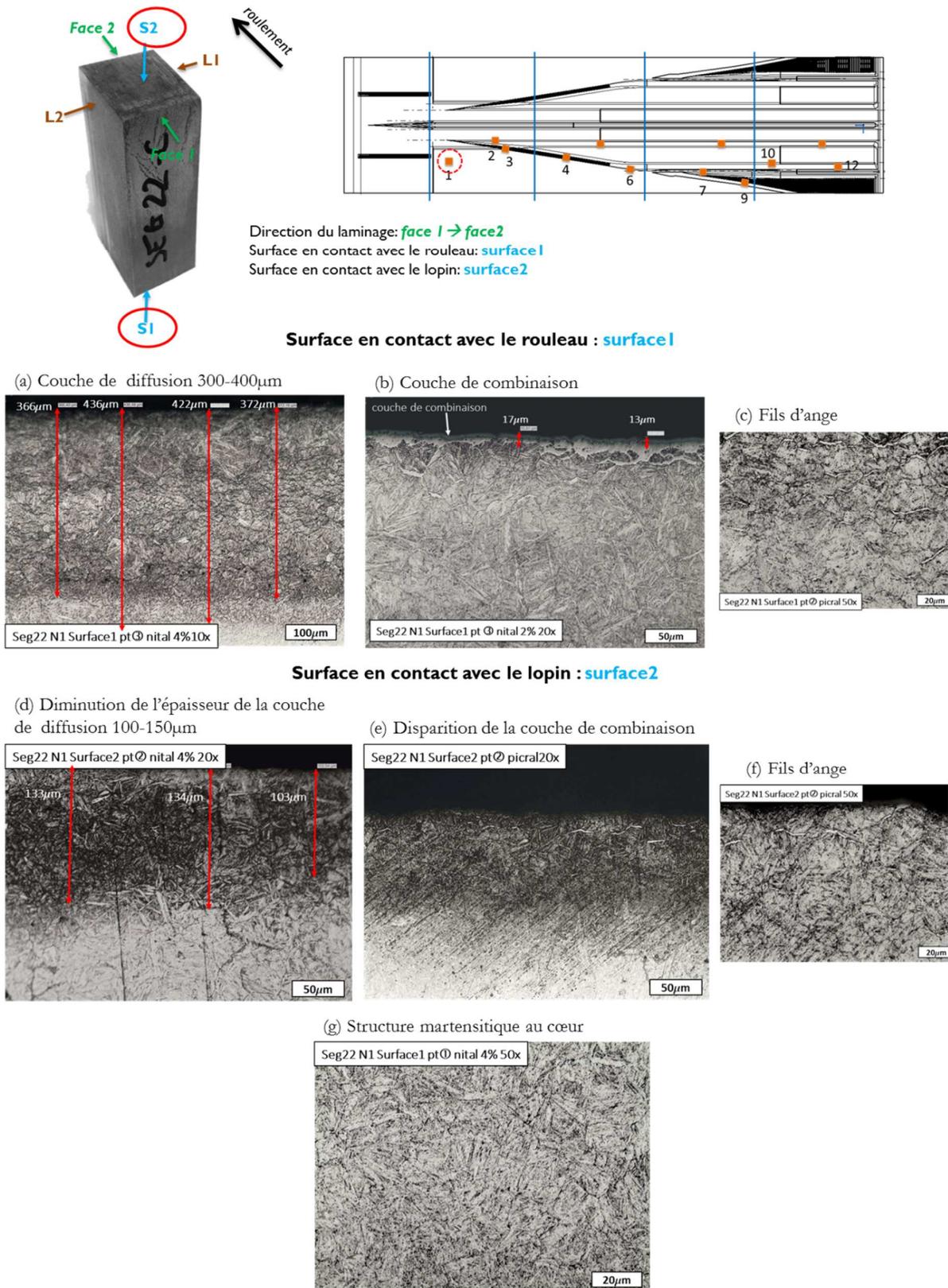


Figure 4-40 – Echantillon N°1, segment 22. Couche de nitruration de la surface en contact avec le rouleau (s1) (a) épaisseur de la couche de diffusion d'environ 300-400 $\mu$ m (b) couche de combinaison d'environ 15  $\mu$ m et (c) fils d'ange. Couche de nitruration de la surface en contact avec le lopin (d) épaisseur de la couche de diffusion d'environ 100-150 $\mu$ m (e) absence de la couche de combinaison, (f) fils d'ange et (g) structure martensitique au cœur

Tous les échantillons ont été analysés. Les caractéristiques des zones d'usure des échantillons ont été regroupées en :

- Echantillons avec la couche de nitruration sur tout le profil. Dans les zones d'usure la couche de nitruration est de plus faible épaisseur
- Echantillons avec absence de la couche de nitruration dans les zones d'usure
- Echantillon présentant une fissure
- Echantillons avec déformation de surface

Pour chaque catégorie, un exemple est donné. On commence par les échantillons avec la couche de nitruration présente tout au long du profil. Dans les zones d'usure, la couche de nitruration est plus faible. Il s'agit des échantillons N1, N7 et N8 (voir Figure 4-41). L'échantillon N1 situé dans le plan de roulement du lopin, l'échantillon N7 situé dans la facette intérieure du coin de la tenue de la phase de pénétration et l'échantillon N8 situé dans la facette intérieure du coin du corps de bielle de la phase de calibrage. L'exemple de la Figure 4-41 concerne l'échantillon N7. Deux zones d'analyses ont été sélectionnées. Une zone (a) avec une couche de diffusion homogène et une zone (b) où l'épaisseur de la couche nitrurée a diminué significativement. Les résultats sont présentés sur la Figure 4-42 et la Figure 4-43. Dans la Figure 4-42 on peut observer une couche de diffusion d'environ  $115\mu m$  laquelle est homogène jusqu'en haut du coin. La Figure 4-43 met en évidence une diminution de l'épaisseur de la couche de diffusion d'environ 30%.

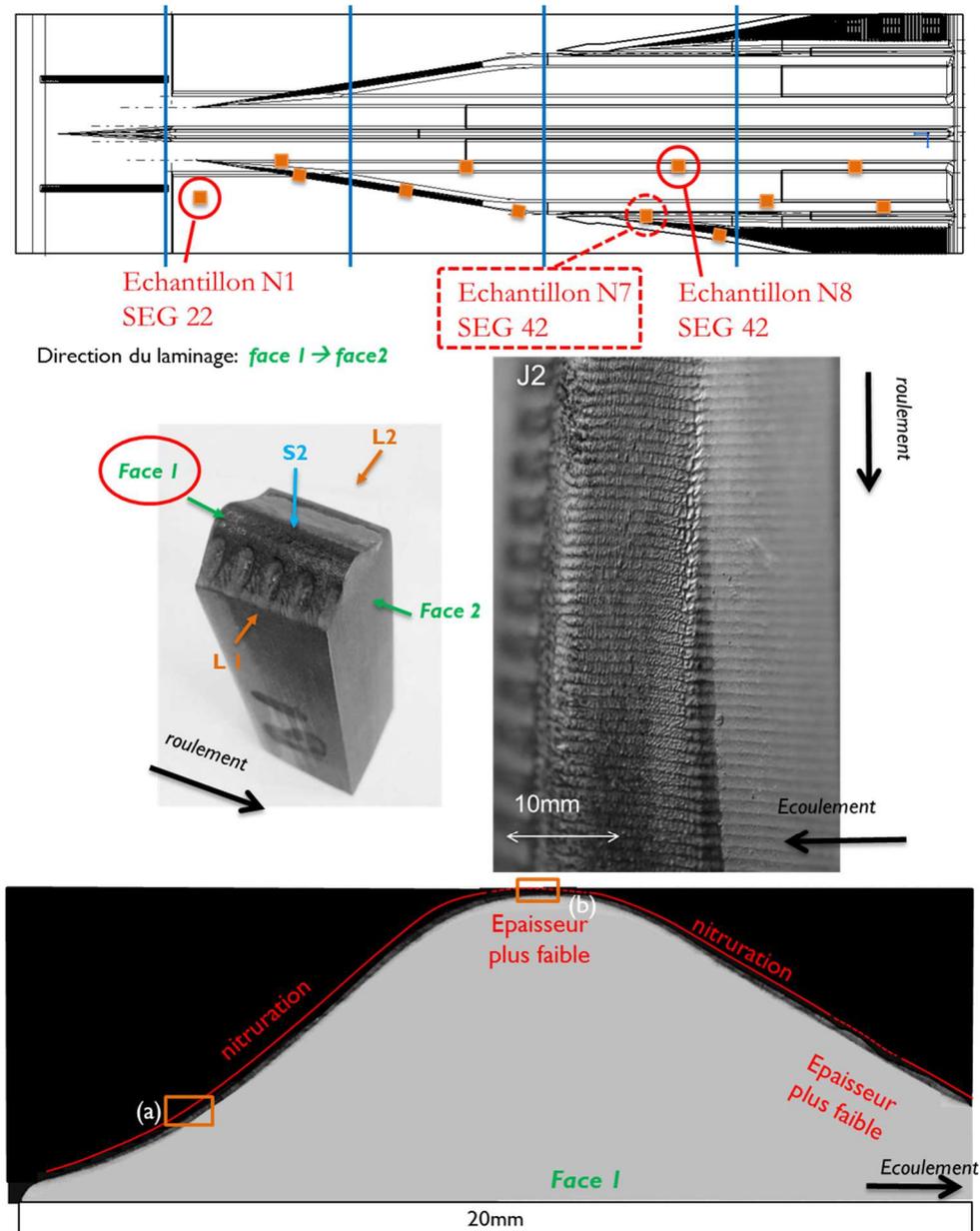


Figure 4-41 – Echantillon N°7, segment 42, zone de pénétration du coin de la « tenue », couche de nitruration toute au long du profil. Zone d'analyse (a) couche de diffusion et zone (b) couche de diffusion faible dans les zones d'usure. Les résultats sont présentés dans la Figure 4-42 et la Figure 4-43 respectivement.

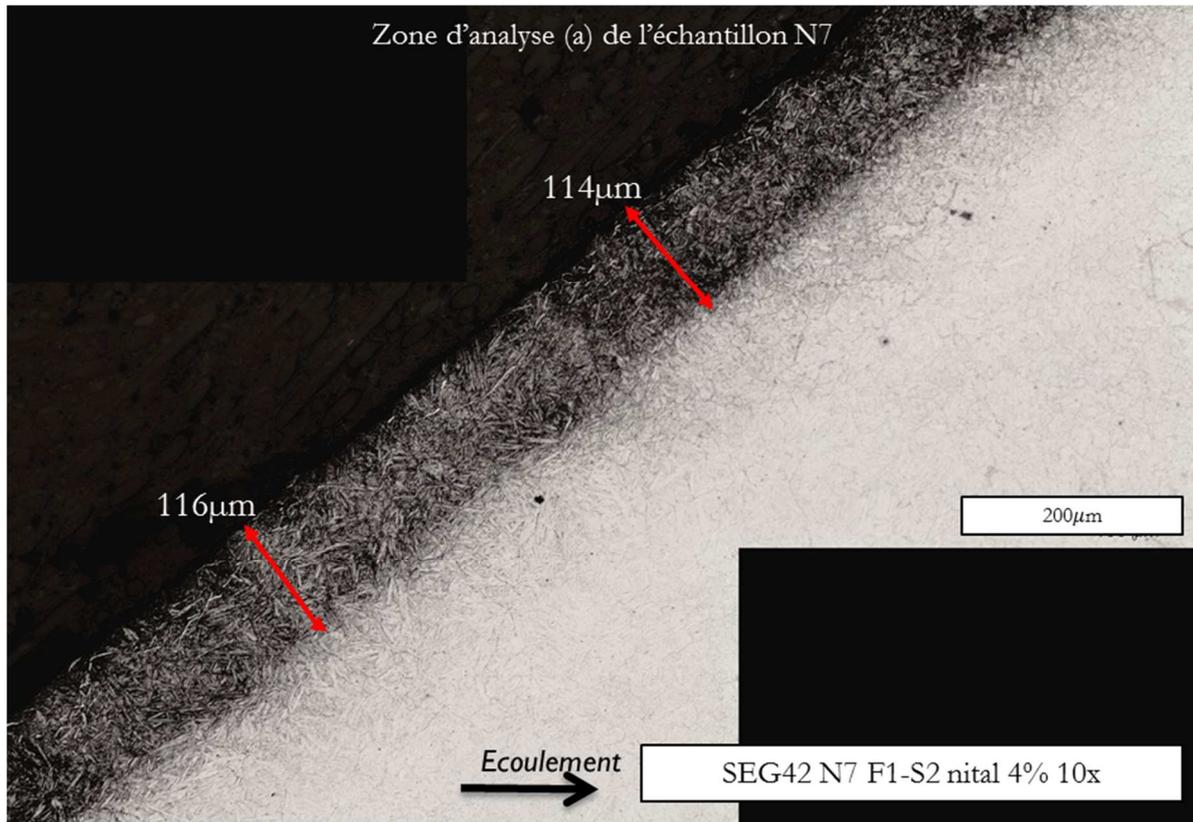


Figure 4-42 – Echantillon N°7, segment 42, zone de pénétration du coin de la « tenue. Zone d'analyse (a) de la Figure 4-41. Epaisseur de la couche de diffusion d'environ 110-120  $\mu\text{m}$

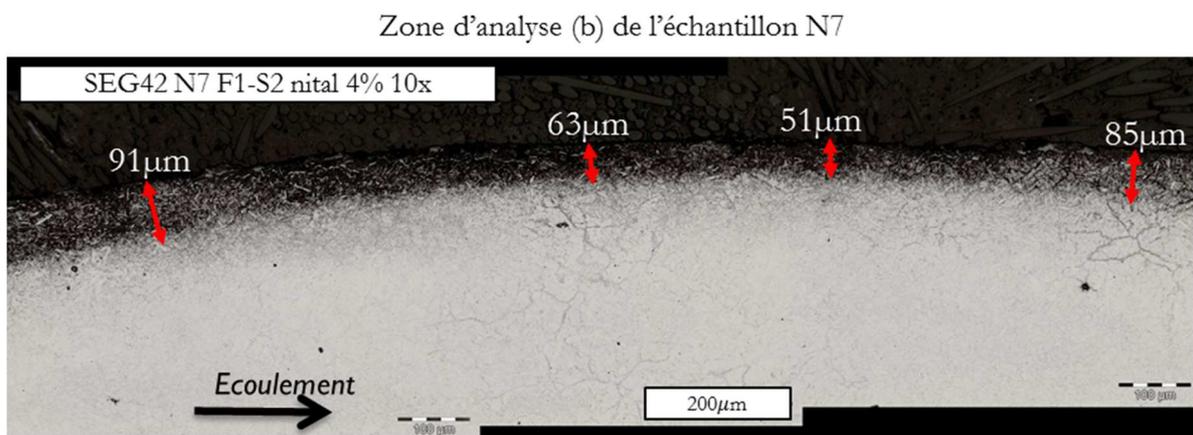


Figure 4-43 – Echantillon N°7, segment 42, zone de pénétration du coin de la « tenue. Zone d'analyse (b) de la Figure 4-41. Epaisseur de la couche de diffusion plus faible

Une absence de la couche de nitruration est observée dans la plupart des zones d'usure de la plupart des échantillons. L'échantillon N11, donné comme exemple, est situé dans la facette intérieure du coin de corps de bielle de la phase de calibrage. La Figure 4-44 illustre la position de l'échantillon dans l'outillage et ses caractéristiques. Trois zones d'analyse ont été sélectionnées, (a) et (b) aux extrémités de l'usure et (c) au

milieu de l'usure. Les analyses métallographiques sont présentées sur la Figure 4-45, Figure 4-46 et Figure 4-47 respectivement.

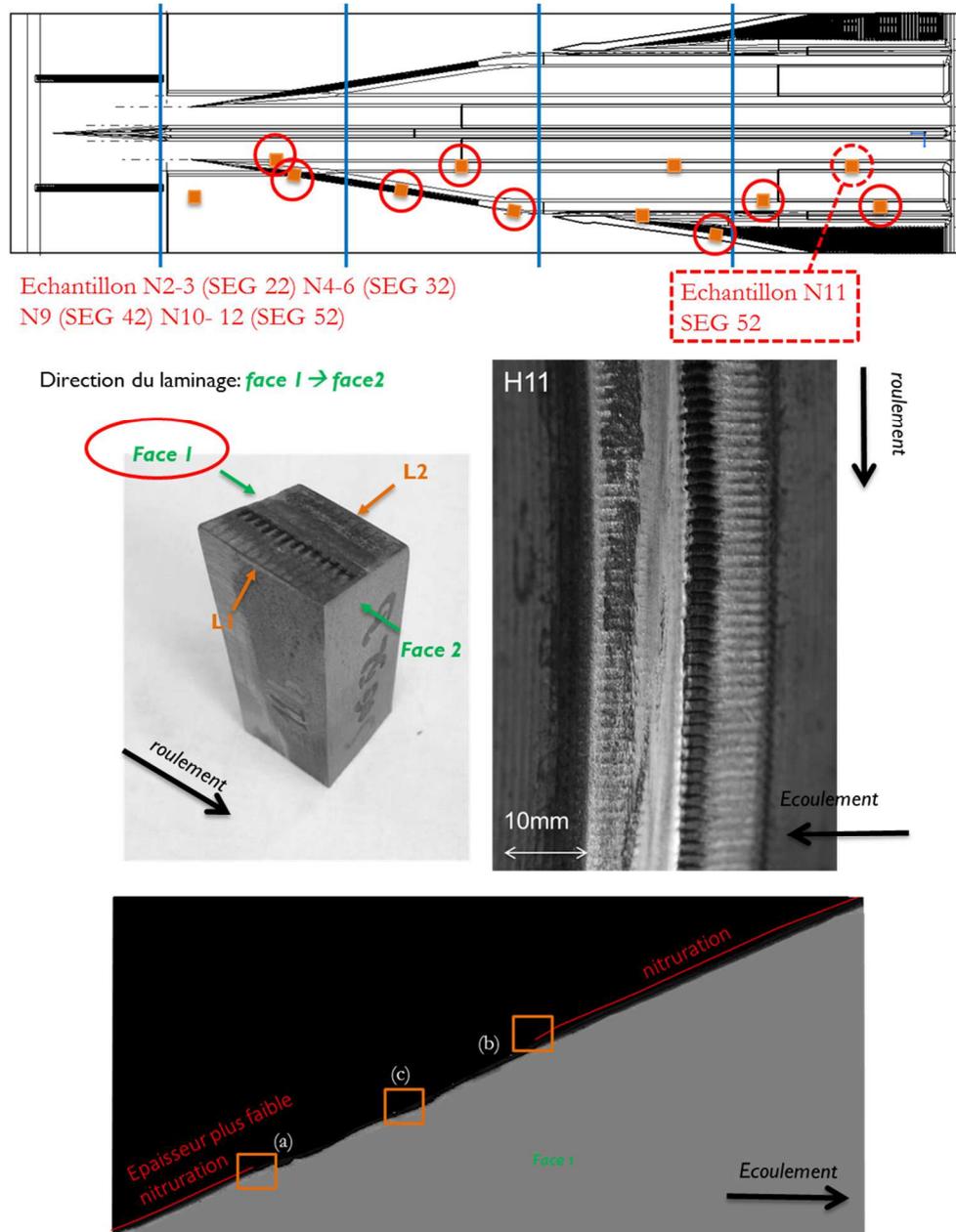


Figure 4-44 – Echantillon N°11, segment 52, zone de calibrage du coin du « corps de bielle ». Absence de la couche de nitruration dans les zones d'usure. Sélection des zones (a) (b) et (c), les résultats sont présentés sur la Figure 4-45, Figure 4-46 et Figure 4-47 respectivement.

La Figure 4-45 et la Figure 4-46 mettent en évidence la couche de diffusion. L'usure commence avec une profondeur de l'ordre de l'épaisseur de la couche de nitruration, mais elle atteint des profondeurs plus élevées au milieu de la zone d'usure. Une absence de la couche de nitruration est observée le long du défaut comme observé en Figure 4-47.

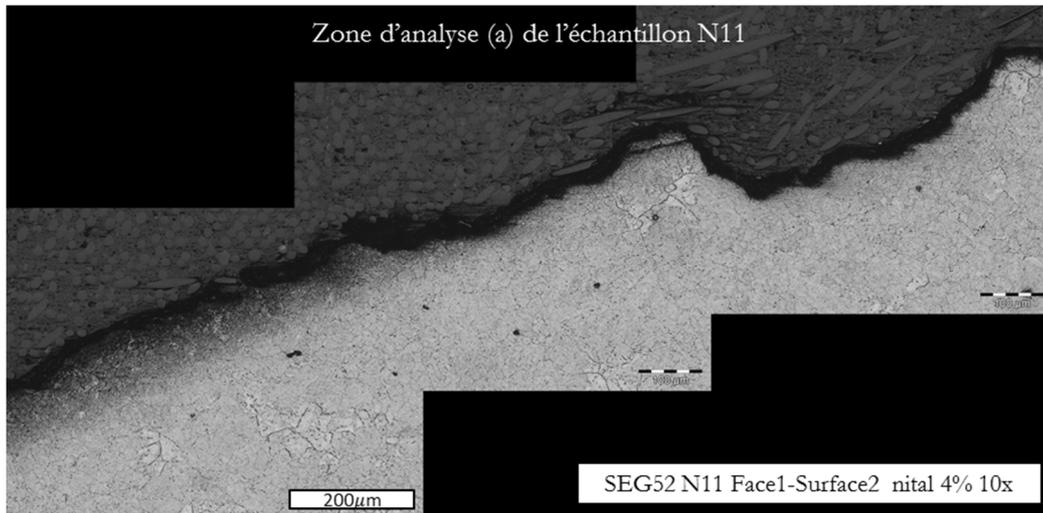


Figure 4-45 – Echantillon N°11, segment 52, zone de calibrage du coin du « corps de bielle ». Zone d'analyse (a) de la Figure 4-44 (à l'extrémité de la zone d'usure)

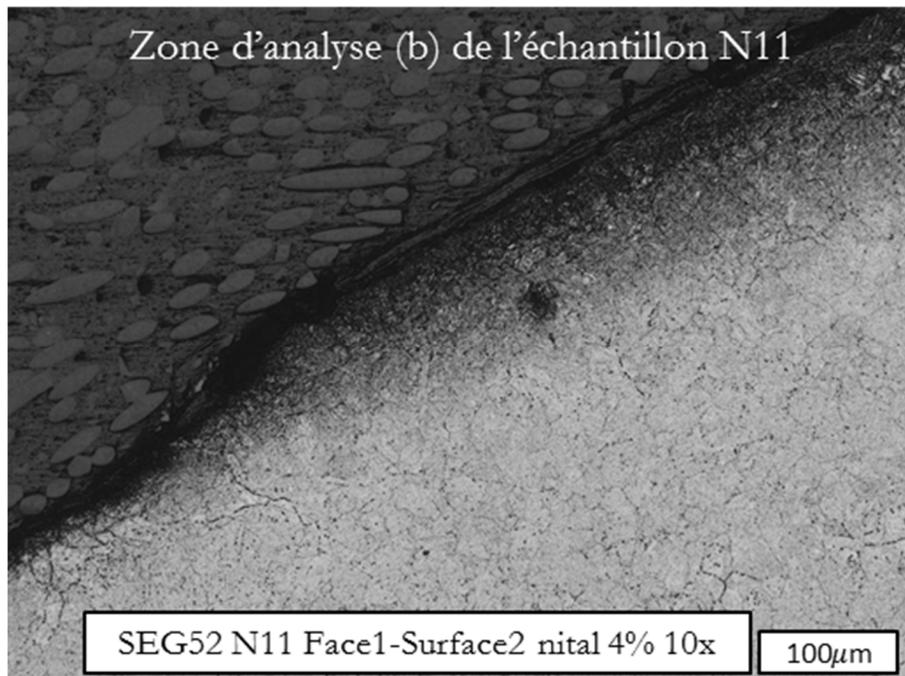


Figure 4-46 – Echantillon N°11, segment 52, zone de calibrage du coin du « corps de bielle ». Zone d'analyse (b) de la Figure 4-44 (à l'extrémité de la zone d'usure)

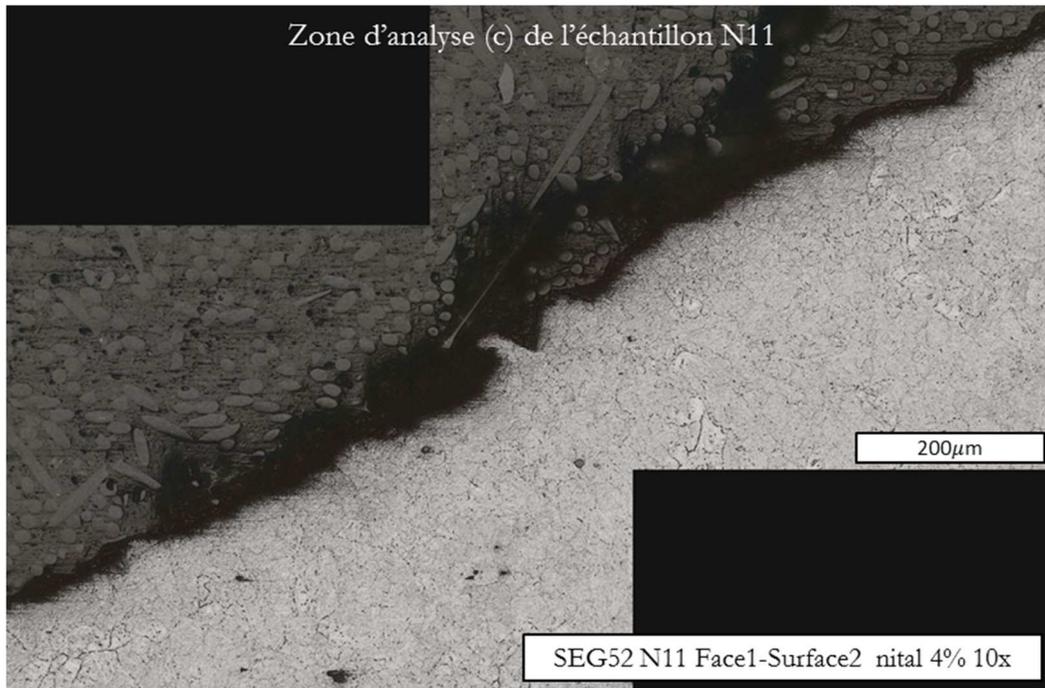


Figure 4-47 – Echantillon N°11, segment 52, zone de calibrage du coin du « corps de bielle ». Zone d'analyse (c) de la Figure 4-44 (au milieu de la zone d'usure)

Une fissure a été observée dans l'échantillon N3 situé dans la facette extérieure du coin de corps de bielle de la phase de pénétration (voir Figure 4-48). Cette fissure est perpendiculaire à la surface dans une zone ayant perdu la nitruration. Toutefois, identifier si cette fissure est apparue avant ou après la perte de nitruration reste inconnu. Il est à noter que sur tous les échantillons observés, c'est le seul à présenter une fissure. On peut donc s'interroger sur la pertinence du défaut.

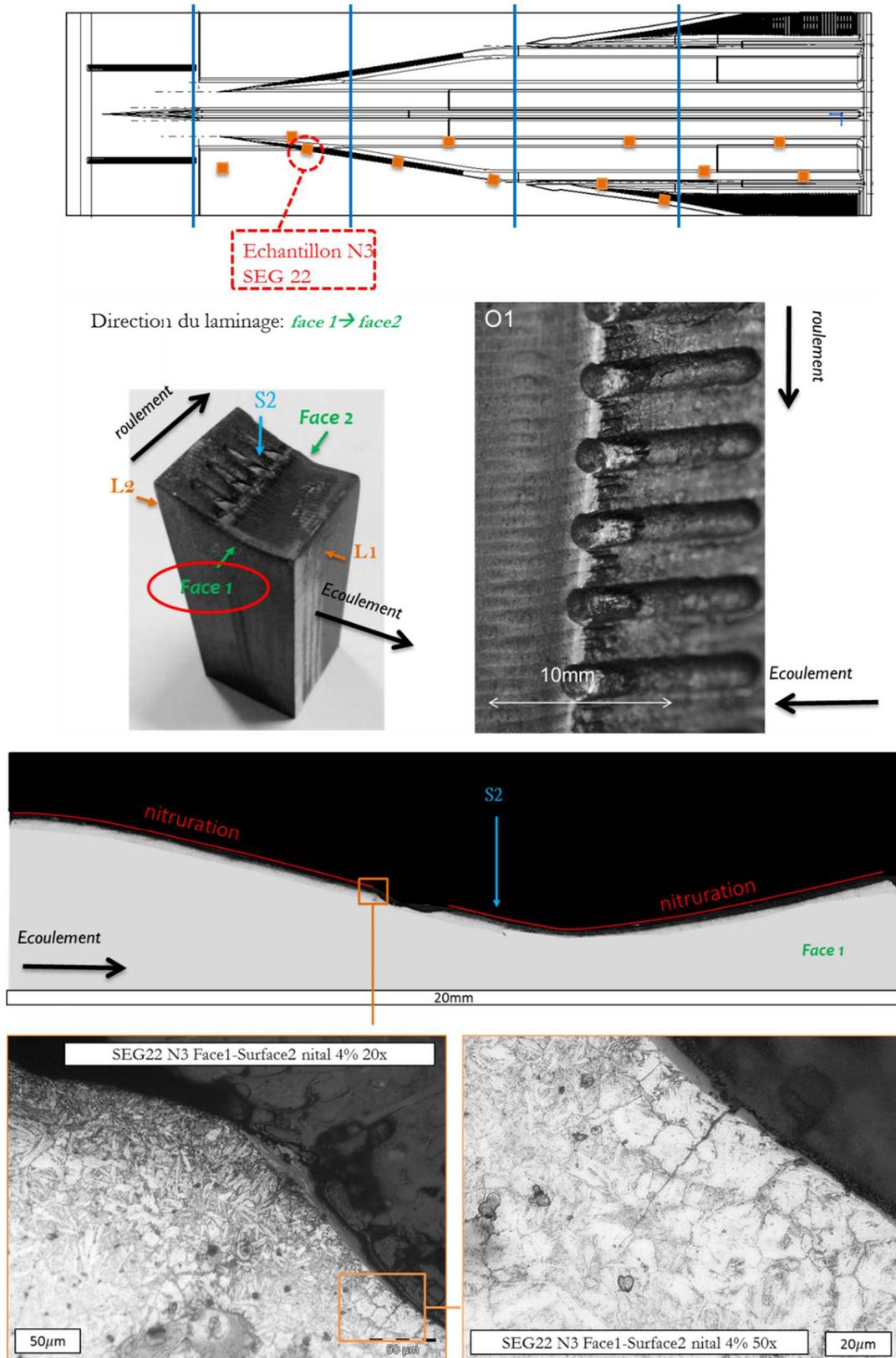


Figure 4-48 – Echantillon N°3, segment 22, zone de pénétration du coin du « corps de bielle », fissure dans une zone sans couche de nituration

Enfin, de la déformation plastique a été observée sur trois échantillons N4, N6 et N11 (voir Figure 4-49). Les échantillons N4 et N6 sont situés dans la facette extérieure de la phase d'étirement du coin du corps de

bielle. L'échantillon N11 est situé dans la facette intérieure de la phase de calibrage du coin du corps de bielle. L'échantillon N4 est donné comme exemple sur la Figure 4-49. Le faciès du défaut présente une surface très irrégulière sur la partie supérieure des stries, cette zone étant très sollicitée thermiquement et mécaniquement d'après les analyses numériques et thermiques. La couche de nitruration est perdue sur presque tout le profil à l'exception de l'extrémité sur le sommet du coin. Deux zones d'analyse ont été sélectionnées, au milieu du profil irrégulier (a) et à l'endroit où la déformation plastique a été observée (b). Les résultats sont présentés sur la Figure 4-50 et la Figure 4-51 respectivement.

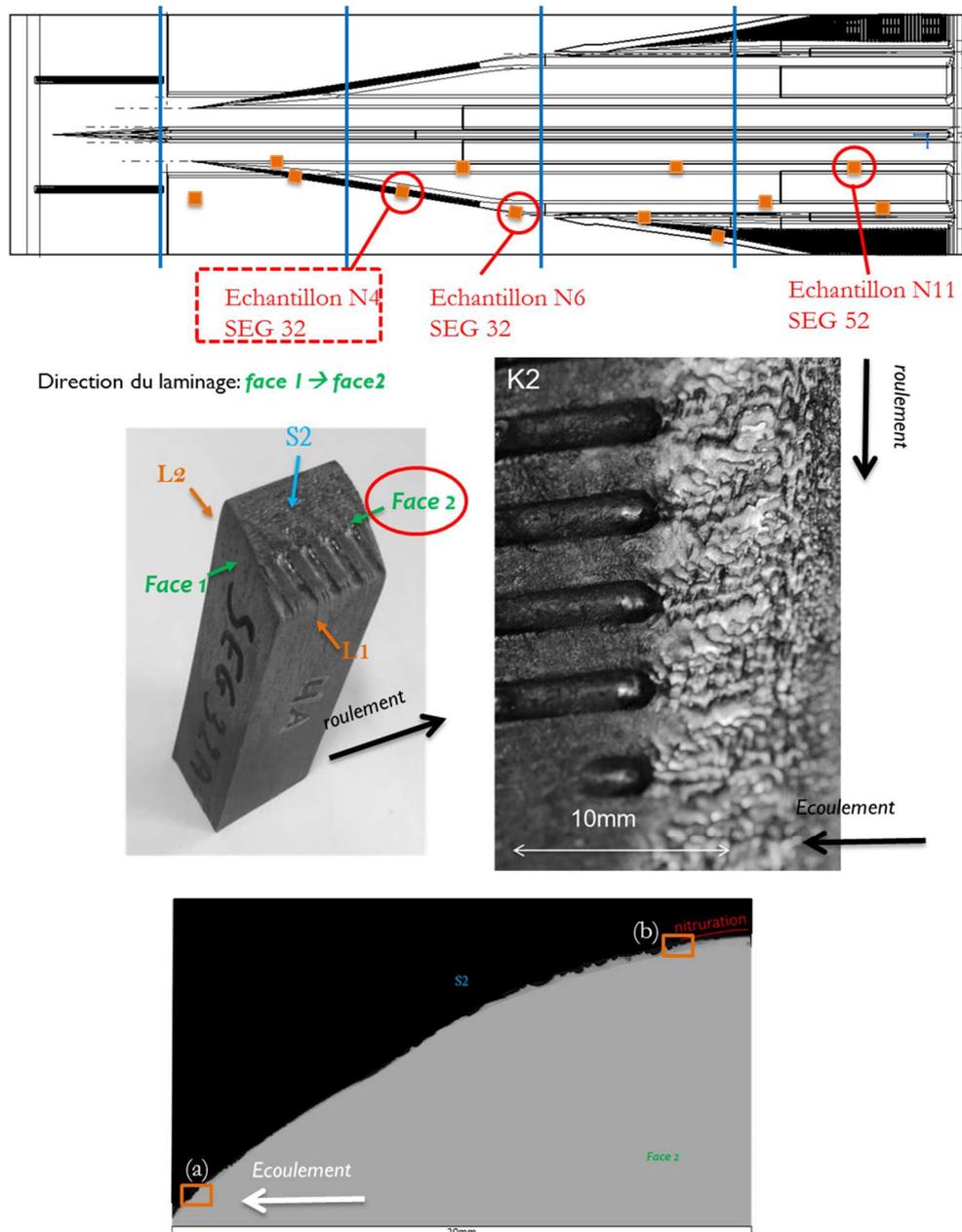


Figure 4-49 – Echantillon N°4, segment 32, zone d'étirement du coin du « corps de bielle », sélection des zones d'analyse (a) et (b). Les résultats sont présentés sur la Figure 4-50 et Figure 4-51.

La Figure 4-50 met en évidence le profil irrégulier de la zone d'usure. Des résidus de nitruration ont été observés.

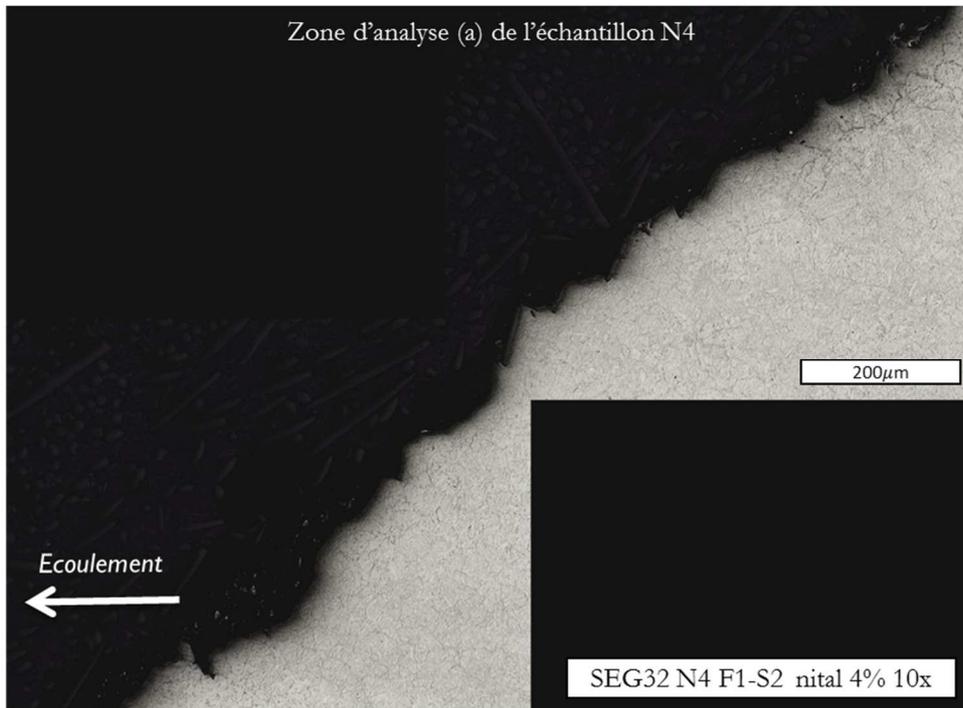


Figure 4-50 – Echantillon N°4, segment 32, zone d'étirement du coin du « corps de bielle ». Zone d'analyse (a) de la Figure 4-49. Profil d'usure très irrégulier

La déformation a été observée sur le haut du coin dans une zone de transition de la zone d'usure et la couche de nitruration (voir Figure 4-51). Les zones déformées sont probablement des irrégularités comme sur la Figure 4-50 qui se replient sur la surface de l'outillage. Leur forme proéminente étant propre à leur surchauffe lors du contact et donc leur adoucissement.

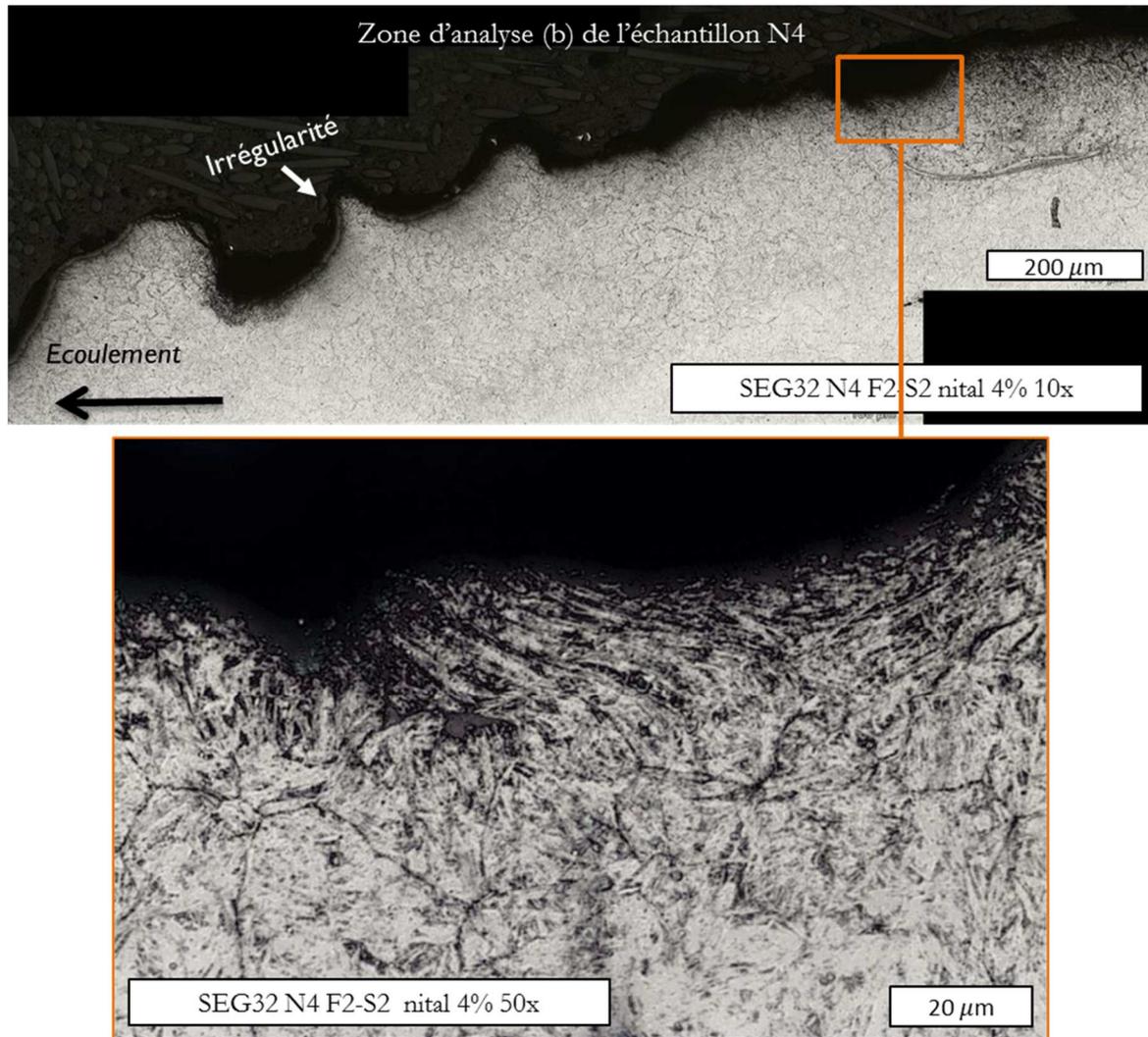


Figure 4-51 – Echantillon N°4, segment 32, zone d'étirement du coin du « corps de bielle ». Zone d'analyse (b) de la Figure 4-49. Déformation plastique

Pour synthétiser, les zones d'usure se caractérisent de manière globale par une perte de la couche de nitruration. Au milieu du défaut, la profondeur de l'usure dépasse l'épaisseur de la couche de nitruration ; aux extrémités du défaut, l'usure commence toutefois avec une profondeur de l'ordre de l'épaisseur de la couche nitrurée. Dans les zones très irrégulières la déformation plastique a été constatée. Les irrégularités se replient sur la surface de l'outillage. Leur forme proéminente étant propre à leur surchauffe lors du contact et donc leur adoucissement.

Des mesures de dureté ont été effectuées pour observer si des modifications de structure ont eu lieu. D'abord des mesures de micro dureté ont été réalisées sur l'échantillon N1. Les mesures ont été réalisées sur les deux surfaces S1 (en contact avec le rouleau) et S2 (sur le plan de roulement du lopin et sans traces d'usure). Les caractéristiques de la couche de nitruration des deux surfaces S1 ont déjà été analysées à la Figure 4-40.

Les résultats de dureté sont présentés sur la Figure 4-52. On mesure une dureté en surface de la couche de nitruration d'environ 1000HV et une dureté au cœur d'environ 450HV. La dureté de la couche de combinaison, présente dans la surface S1, n'a pas été mesurée étant donnée les charges disponibles sur le micro-duromètre utilisé.

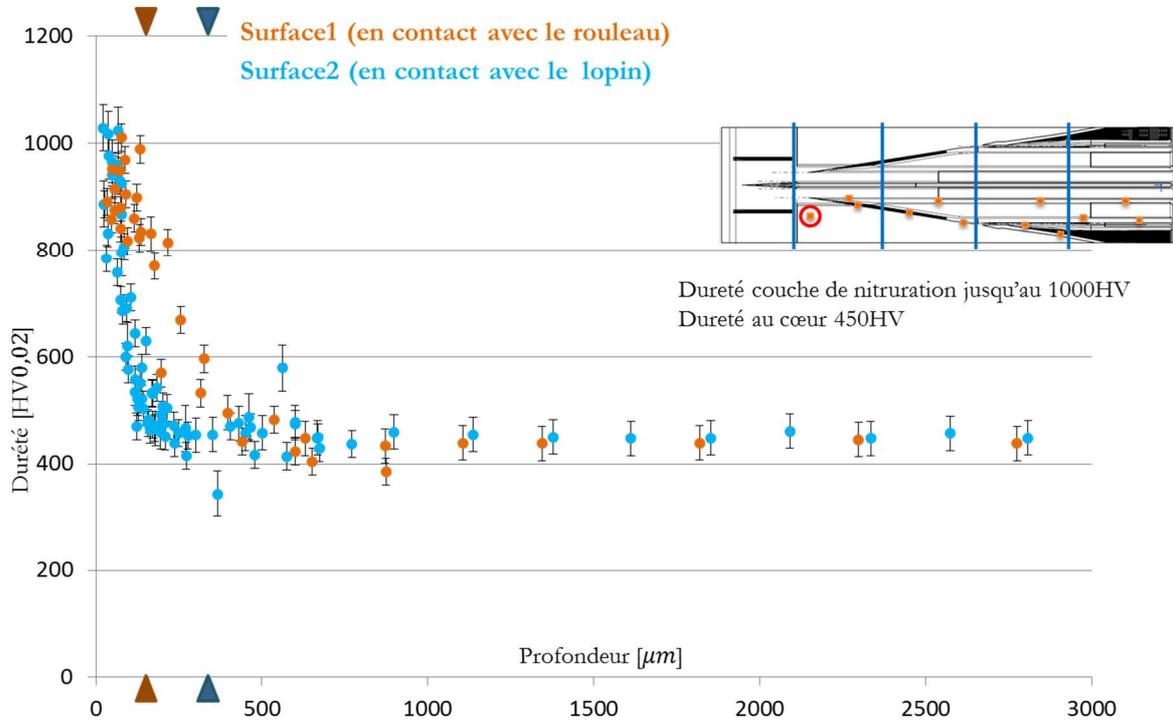


Figure 4-52 – Essais de micro-dureté. Echantillon N1, surface 1 (en contact avec le rouleau) et surface 2 (en contact avec le lopin)

Les mesures de dureté ont été réalisées sur l'échantillon N3, situé sur la facette extérieure du coin de corps de bielle de la phase de pénétration. Le faciès du défaut et les analyses métallographiques ont été analysés à la Figure 4-48. Une cartographie de dureté a été construite dans trois zones de l'échantillon : (a) dans la couche de nitruration, (b) au milieu de la zone d'usure et (3) dans la zone de transition entre la zone d'usure et la couche de nitruration (voir Figure 4-53).

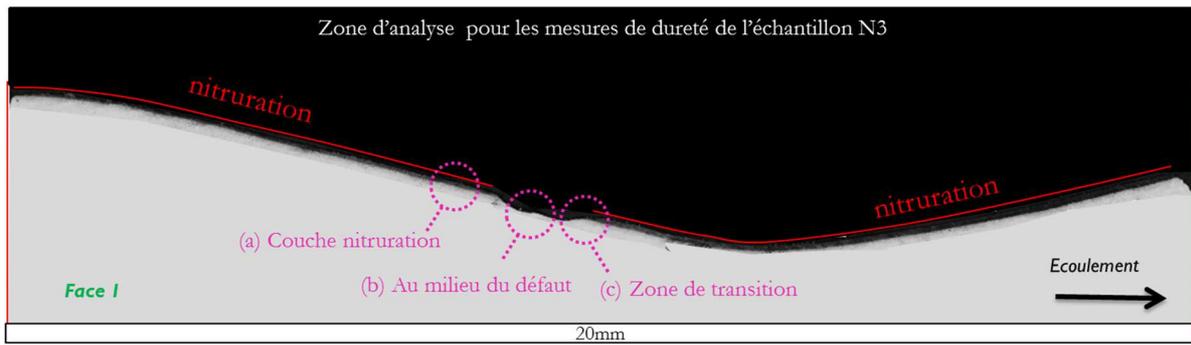


Figure 4-53 – Zones d'analyse de dureté de l'échantillon N3

La cartographie de dureté de la zone d'analyse de la couche de nitruration est présentée sur la Figure 4-54. Les mesures de dureté relevées montrent une dureté de l'ordre de 850HV dans la couche de nitruration. Compte tenu de ces valeurs et des duretés de la couche de nitruration non usée (Figure 4-52) on peut constater qu'environ 1/3 de la couche nitrurée a disparue.

Cartographie de dureté de la zone d'analyse (a. couche de nitruration) de l'échantillon N3

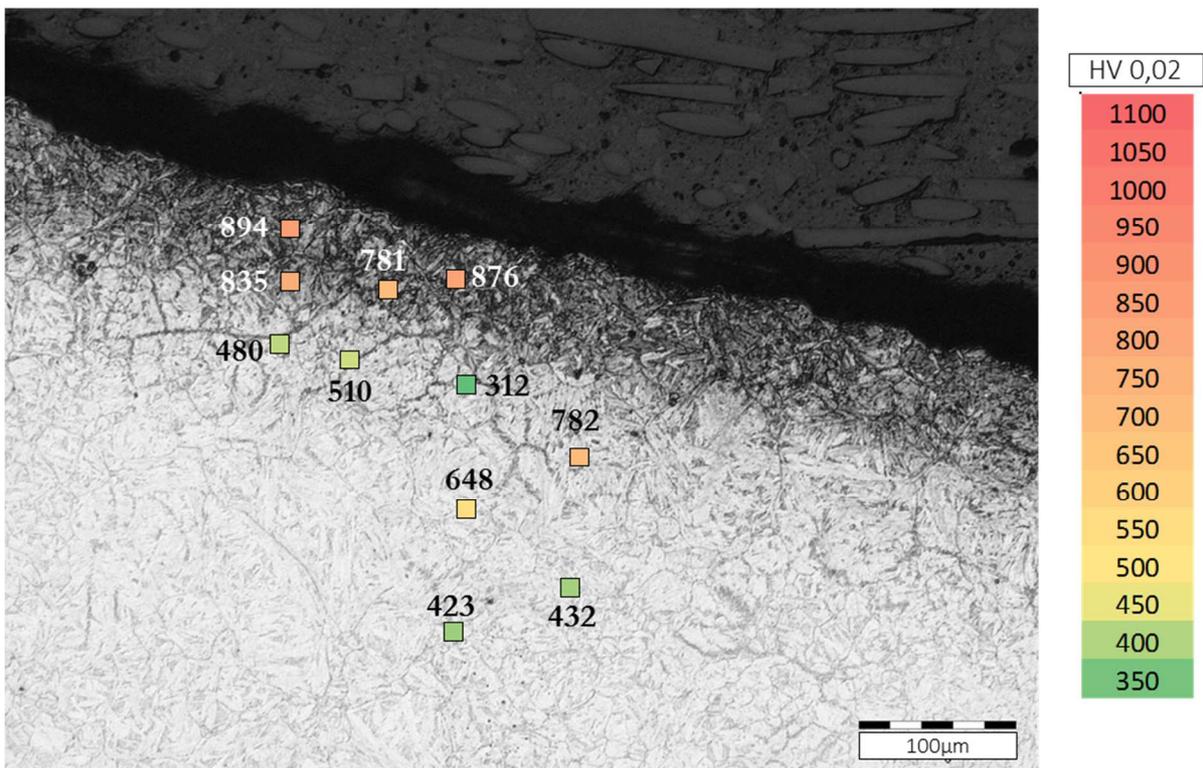


Figure 4-54 – Cartographie de dureté de la couche de nitruration de la zone d'analyse (a) de l'échantillon N3. Voir Figure 4-53

La cartographie de dureté de la zone au milieu du défaut d'usure est présentée sur la Figure 4-55. Les valeurs de dureté relevées sont de l'ordre de grandeurs des mesures de dureté du matériau martensitique à cœur. Ceci met en évidence qu'il n'y a pas eu de modifications de la structure, comme une décarburation par exemple.

Cartographie de dureté de la zone d'analyse (b. au milieu de l'usure) de l'échantillon N3

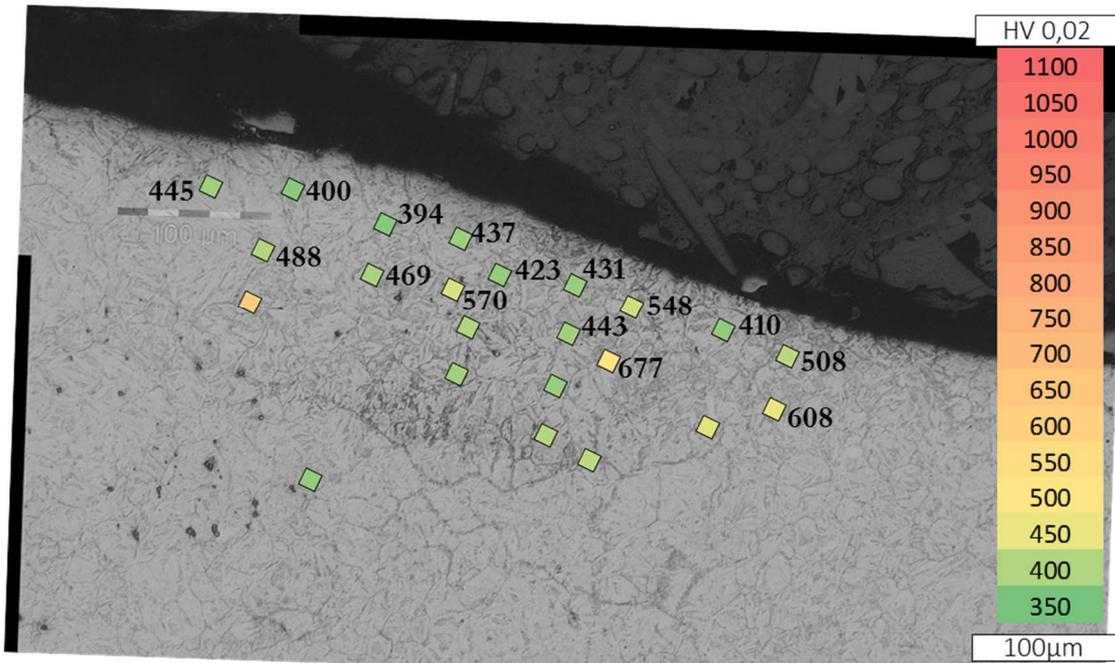


Figure 4-55 – Cartographie de dureté au milieu de la zone d'usure (b) de l'échantillon N3. Voir Figure 4-53

Enfin, la cartographie de dureté de la zone de transition de l'usure et la couche nitrurée est présentée sur la Figure 4-56. Les résultats sont cohérents avec les analyses précédentes. Les mesures permettent de constater la dureté du matériau martensitique à cœur et une diminution de l'épaisseur de la couche nitrurée d'environ 30%.

Cartographie de dureté de la zone d'analyse (c. transition) de l'échantillon N3

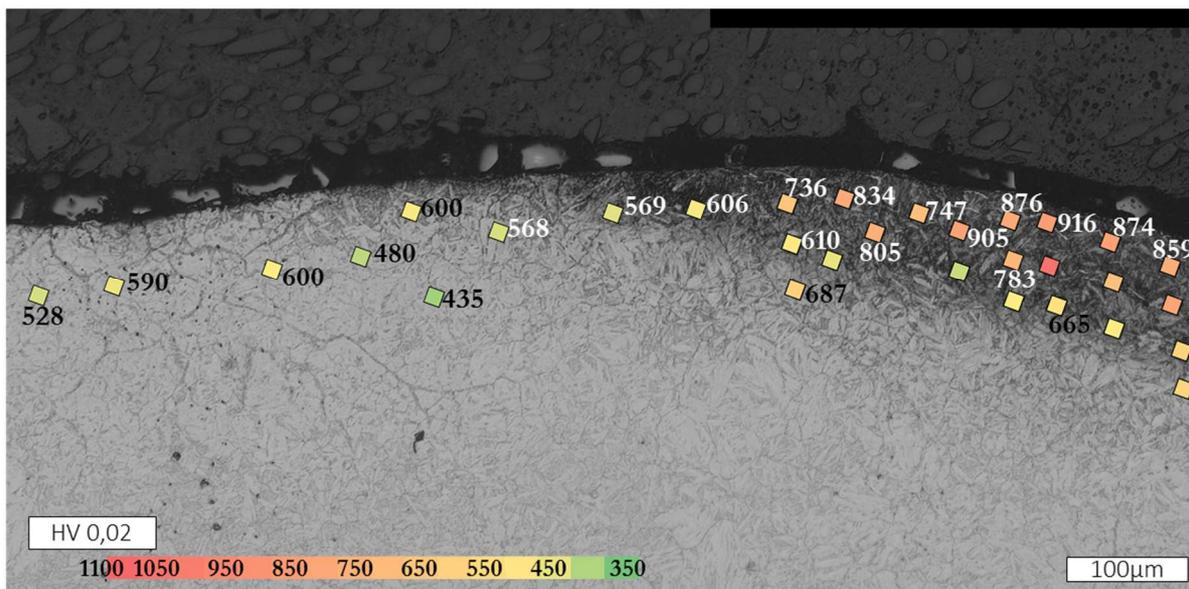


Figure 4-56 – Cartographie de dureté dans la zone de transition (c) de l'échantillon N3. Voir Figure 4-53

#### 4.6.4.1 Conclusions

On commence par expliquer aux lecteurs, qu'une limitation importante nous a forcé à analyser prudemment les résultats obtenus : l'état initial de la couche nitrurée reste inconnu à cause de l'opération de sablage.

Des zones d'usure caractéristiques ont été sélectionnées. De manière globale elles se situent sur des facettes actives et sur la partie supérieure des coins du corps de bielle et de la tenue notamment dans les zones de pénétration et d'étirement. Des zones d'usure des facettes intérieures des coins ont également été analysées, la position des zones étant dans la phase d'étirement et de calibrage.

Les analyses métallographiques et les mesures de dureté ont mis en évidence plusieurs observations. Une perte localisée de la couche nitrurée a été observée globalement dans toutes les zones d'usure. Aux extrémités de ces zones, l'usure a une profondeur de l'ordre de l'épaisseur de la couche nitrurée. Toutefois, au milieu de la zone, l'usure atteint une profondeur plus importante.

La partie supérieure de la facette extérieure du coin présente une surface très irrégulière. La couche de nitruration a été enlevée dans sa quasi-totalité. Les irrégularités en surface se déforment à la transition de la zone d'usure et la couche nitrurée. Une fissure a été observée dans la facette extérieure du coin. Toutefois, la généralisation de ce mode d'endommagement a été mise en question, étant donné qu'il n'a été observé que dans un seul échantillon.

Les mesures de dureté permettent de faire le constat qu'il n'y a pas eu de décarburation dans les zones ayant perdu la nitruration car les duretés relevées sont de l'ordre de grandeurs de la dureté du matériau martensitique à cœur. Il semblerait que la montée et le maintien en température sont brefs et localisés ne provoquant pas d'adoucissement de l'acier. Les mesures de dureté de la couche de diffusion montrent une diminution de son épaisseur d'environ 30%.

#### 4.6.5 Conclusions

Pour identifier les zones d'usure et les phénomènes menant à son apparition, plusieurs analyses ont été effectuées. D'abord, une comparaison des scans 3D des outillages a été réalisée pour révéler les zones d'usure. Ensuite, le critère d'usure abrasive a été analysé à l'aide de la simulation numérique. Des mesures thermiques ont permis également d'évaluer les zones les plus sollicitées thermiquement. Enfin, les observations métallographiques et les mesures de dureté ont permis d'évaluer le comportement en surface de l'outillage (couche de nitruration et acier) dans et au voisinage des zones d'usure.

Deux zones d'usure importantes des coins des corps de bielle et des tenues ont été identifiées : (1) la facette extérieure du coin et la partie supérieure du coin sur toutes les zones (fin de la pénétration, étirement et calibrage), et (2) la facette intérieure du coin sur les zones d'étirement et de calibrage. De manière globale la couche nitrurée a été enlevée dans ces zones d'usure, la profondeur atteinte étant plus importante que

l'épaisseur de la couche de diffusion. L'état initial de la couche de nitruration reste inconnu. Toutefois, on sait qu'initialement la couche de combinaison a été enlevée par sablage afin d'augmenter la rugosité et favoriser l'engagement en rotation du lopin, ceci semblant nuire à la résistance à l'usure.

Le phénomène de recouvrement semble jouer un rôle majeur sur l'apparition de l'usure quand les zones du coin entrent en contact avec les formes pré-déformées par le coin opposé. Notamment, les stries réalisées sur les flancs des coins s'impriment sur le lopin en surépaisseur. Le lieu sur le coin opposé où ces surépaisseurs sont redéformées sont les lieux où le maximum d'usure est constaté sur les outillages et en simulation. Les stries semblent donc avoir deux effets. D'une part elles sont nécessaires pour l'engagement en rotation du lopin mais d'autre part, elles favorisent l'apparition de l'usure abrasive.

Les analyses ont mis en évidence un effet de propagation de l'usure. Celle-ci semble commencer à la fin de la zone de pénétration et au début de l'étirement du coin. Elle se propage ensuite sur toute la longueur de l'outillage jusqu'à la fin de la zone de calibrage. Ceci est probablement dû au phénomène de recouvrement. Les formes pré-déformées par un coin usé vont entrer en contact avec le coin opposé et vont continuer à augmenter et propager l'usure. En d'autres mots, l'apparition de l'usure va déterminer sa propre propagation sur tout l'outillage.

Les températures relevées en surface ont mis en évidence que les points chauds de l'outillage correspondent aux zones d'usure. Ceci peut être expliqué par l'impact de la température sur la dureté en surface des outillages, cette dernière diminuant avec une température élevée favorisant le développement de l'usure. Toutefois, la pénétration thermique ne semble pas être très profonde étant donné la température et les temps de maintien faibles à cause d'un temps de contact court, comme les mesures de dureté l'ont constaté. La structure de l'acier n'a pas été modifiée, la dureté étant de l'ordre de grandeurs de la dureté de l'acier martensitique à cœur.

Les analyses réalisées tendent à montrer que le mode d'endommagement principale est l'usure abrasive. Ces résultats sont en accord avec les observations de Wang et al. [11] Zhou et al. [14] et Huang et al. [15].

## **4.7 Conséquences de l'usure**

L'impact de l'usure sur les pièces laminées et sur la stabilité du procédé a été analysé dans deux études : (1) suivi de l'évolution progressive de l'usure du point de vue des pièces laminées et (2) simulation numérique du procédé avec la géométrie scannée des outillages.

### **4.7.1 Evolution progressive de l'usure. Point de vue des pièces laminées**

Etant donné les contraintes de productivité, on a eu des limitations pour mener des actions de suivi de l'usure des outillages. Par exemple, les mesures 3D des outillages n'étaient pas une action envisageable à réaliser plusieurs fois dans le cycle de vie car le temps d'arrêt de la ligne de production aurait été trop élevé. C'est pourquoi on a choisi de suivre l'évolution progressive de l'usure des outillages du point de vue des

pièces laminées, c'est-à-dire par l'intermédiaire de la mesure des pièces laminées au long du cycle de vie d'outillage. Les objectifs étant de répondre aux questions suivantes :

- A quel moment du cycle de vie de l'outil l'usure apparait sur les pièces laminées et comment elle évolue ?
- Quelle est l'interaction entre l'usure de l'outillage et la qualité des pièces laminées ?
- Quelles sont les tendances d'évolution des défauts des pièces laminées

#### 4.7.1.1 Plan de prélèvement

Pendant un cycle de vie de l'outillage, un plan de prélèvement de pièces laminées a été défini (voir Figure 4-57). De manière globale, des prélèvements hebdomadaires étaient effectués tous les mercredis, avec 3 pièces laminées consécutivement à chaque poste de la journée (matin, après-midi et soir). Un prélèvement mensuel prévu un lundi (toujours 3 pièces laminées consécutivement) au poste du matin, suite au démarrage de ligne après l'arrêt du dimanche. Enfin, des prélèvements étaient définis dans le cas d'interventions, prélèvement avant et après l'intervention. On définit une intervention comme toute action d'ajustement des paramètres du laminoir par exemple, décalaminage des outillages, décalaminage de réglottes de guidage, ajustement de l'entrefer, etc.

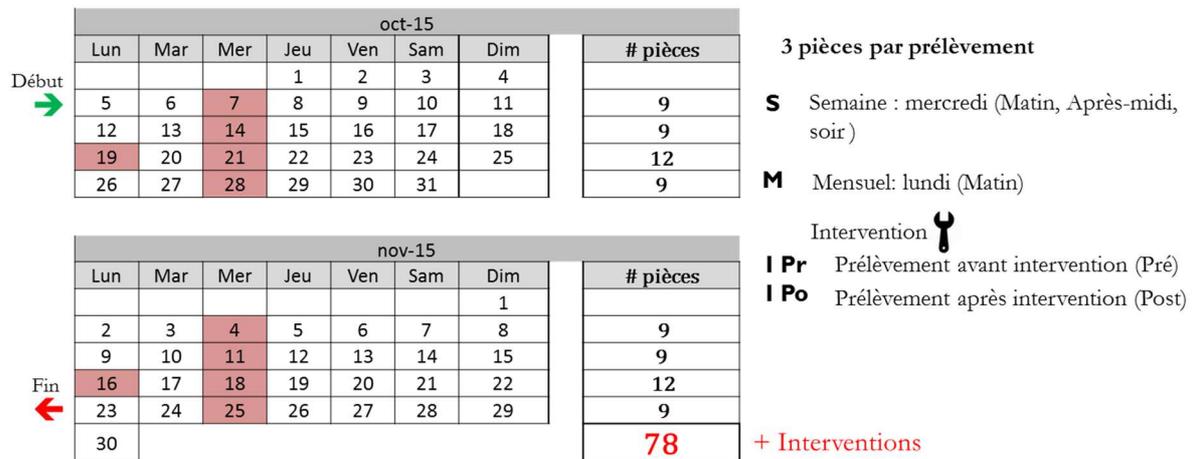
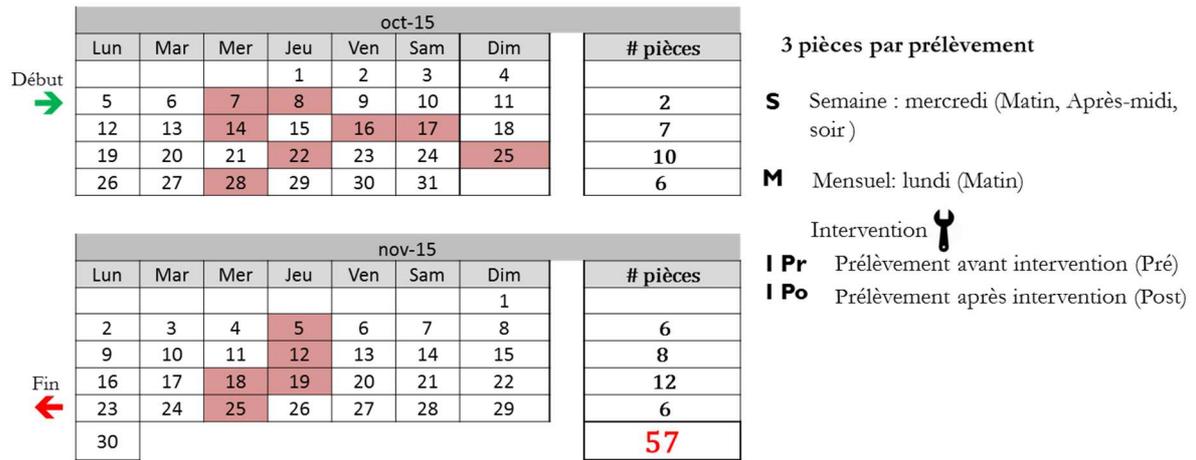


Figure 4-57 – Plan de prélèvement

Pendant une durée de vie d'outillage des pièces laminées ont été prélevées. La Figure 4-58 présente un récapitulatif du prélèvement réel. Des pièces laminées ont été prélevées toutes les semaines, néanmoins le nombre total de pièces n'a pas été respecté. Des pièces laminées n'ont pas été prélevées mensuellement ni lors des interventions.



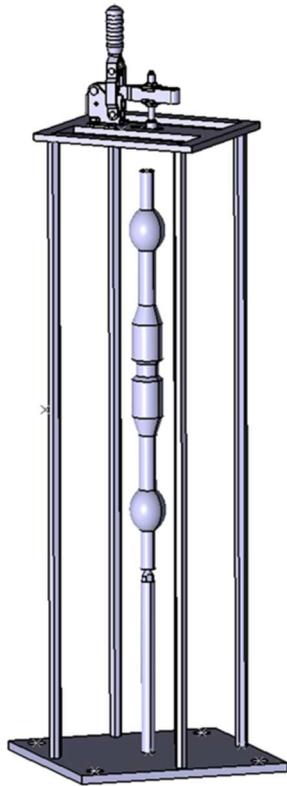
- Durée de vie: 8 semaines → **50 jours**
- Pas de prélèvement lors des interventions

Figure 4-58 – Prélèvement réel

#### 4.7.1.2 Mesure 3D des pièces laminées

Pour analyser les défauts des pièces laminées prélevées, le système de mesure optique 3D ATOS de GOM® a été utilisé pour mesurer et numériser la géométrie des pièces. Etant donné le nombre important de pièces, un montage a été conçu et fabriqué pour automatiser la mesure de pièces à l'aide d'un plateau rotatif et d'un robot au laboratoire LCFC. Le montage (voir Figure 4-59a) a été conçu de manière à donner une visibilité maximale au robot pour mesurer la pièce complète à exception de l'extrémité (zone de contact avec le montage). De même, une tête filetée a été utilisée afin d'adapter le montage en fonction de la longueur de la pièce. L'installation du montage est présentée en Figure 4-59b.

(a) CAO du montage



(b) Installation du montage



Figure 4-59 – (a) CAO du montage utilisé pour la mesure 3D de pièces laminées et (b) installation du montage sur le plateau rotatif

Le maillage résultant est présenté en Figure 4-60. On peut observer que toute la pièce laminée est scannée à l'exception de l'intérieur de la « tulipe ».

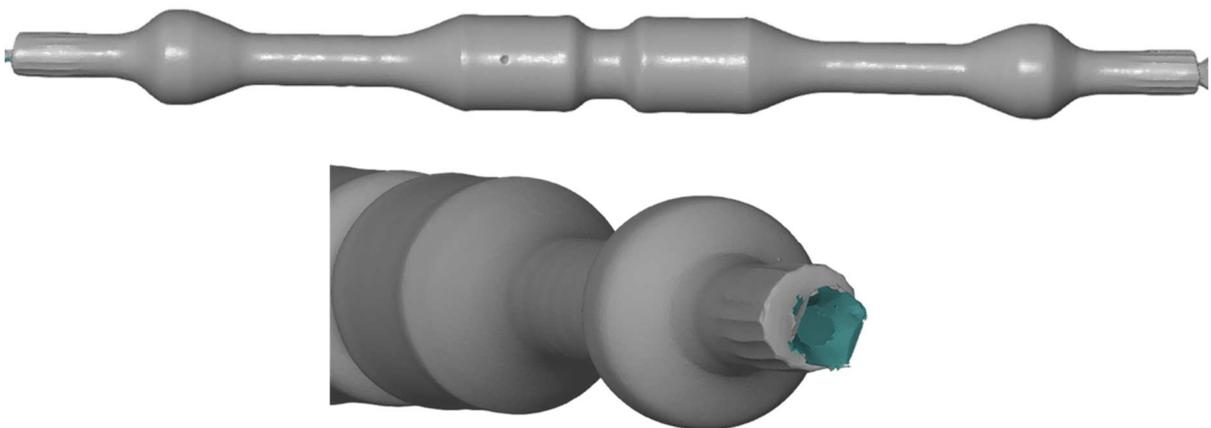


Figure 4-60 – Nuage de points résultant de la pièce laminée

### 4.7.1.3 Paramètres (défauts) à mesurer et protocole d'analyse

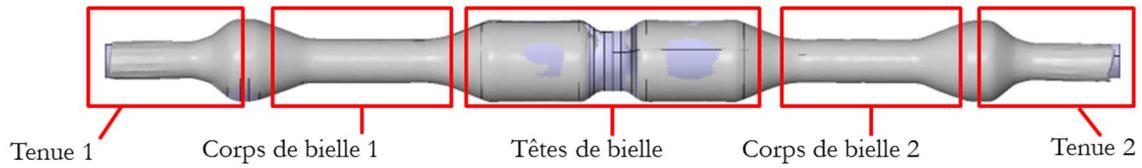
Aujourd'hui, les critères définis pour le changement d'outillage ne sont pas entièrement définis. Les défauts de pièces laminées sont acceptés dans la mesure où la qualité de la bielle forgée n'est pas affectée. Dans la section 4.4.2 les défauts apparaissant à long terme affectant le produit final ont été présentés. Ceux-ci sont le défaut de rectitude et les défauts de surfaces dus au marquage de l'usure et au marquage de réglettes. L'évolution de ces paramètres (défauts) sera évaluée. Les résultats en simulation et les observations industrielles indiquent que le phénomène de conicité évolue au cours de la vie de l'outillage. Celui-ci sera également analysé.

En synthèse, les paramètres à contrôler sont :

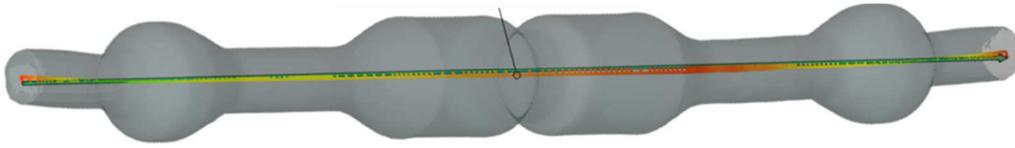
1. Défaut de rectitude
2. Défaut de conicité de la réduction du corps de bielle
3. Défauts de surface dus au marquage de l'usure et à celui des réglettes

#### 1. Défaut de rectitude

Concernant la rectitude, deux méthodes d'analyse ont été sélectionnées afin de quantifier et donc évaluer son évolution le long du cycle de vie d'outillage (voir Figure 4-61) : d'une part l'écart de rectitude de la pièce laminée est déterminé et d'autre part les angles entre les axes tenue / tête de bielle et entre les axes corps de bielle / tête de bielle. Cette dernière analyse a pour but d'avoir une idée de la répartition du défaut de rectitude et de comparer le comportement du côté « inducteur » (1) et du côté « pilon » (2).



### 1. Rectitude



### 2. Angle entre les directions:

- Tenue et têtes de bielle
- Corps de bielle et têtes de bielle

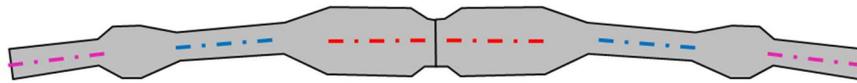


Figure 4-61 – Analyse de la rectitude et des angles entre les directions : des tenues - têtes de bielle, et des corps de bielle – têtes de bielle

### 1.1. Rectitude

La rectitude d'une courbe (voir Figure 4-62) est définie comme le diamètre du cylindre le plus petit englobant tous les points de la courbe. La rectitude d'une pièce laminée est calculée par la rectitude de son axe, la difficulté résidant dans la définition de l'axe.

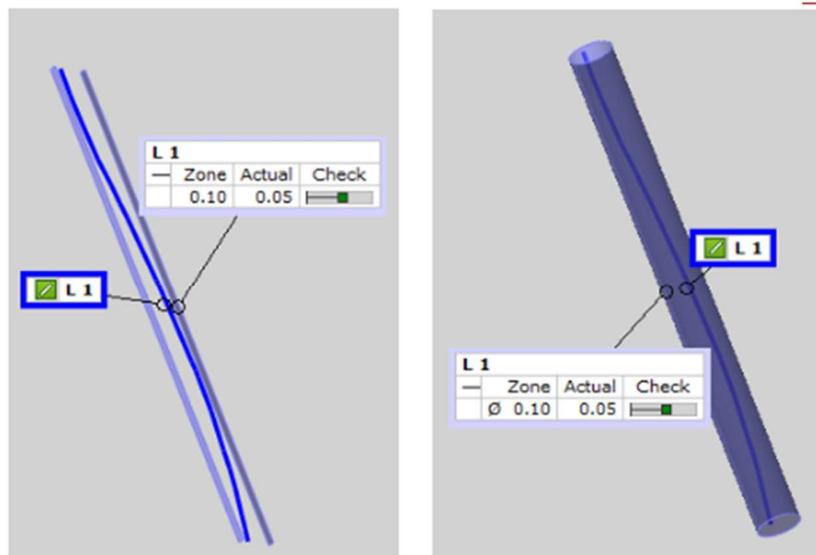


Figure 4-62 – Rectitude

Le protocole d'analyse suivi est décrit ci-après. Tout d'abord un alignement par un meilleur ajustement local est fait entre la CAO et la pièce laminée. L'alignement ne concerne que les deux têtes de bielles et la

réduction centrale lesquelles sont supposées être le moins affectées par le défaut de rectitude (voir Figure 4-63). Le défaut d'alignement a été regardé de façon à valider cette hypothèse.

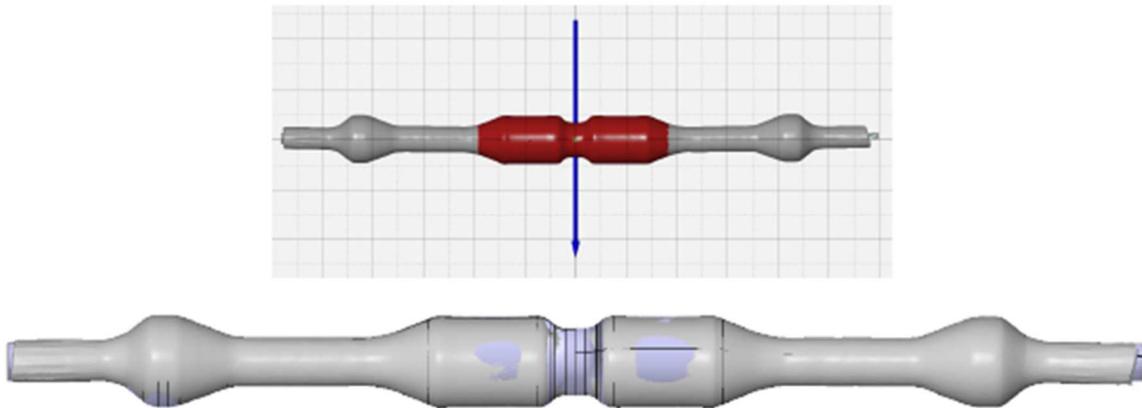


Figure 4-63 – Aligment par un meilleur ajustement local des têtes de bielles

Les étapes pour calculer l'axe de la pièce sont présentées en Figure 4-64. D'abord des sections parallèles au plan nominal orthogonal à  $x$  sont construites, le pas entre les sections étant de 5mm. Ensuite, le barycentre de chaque section est calculé. Une courbe, représentant l'axe réel de la pièce laminée, est construite passant par les barycentres des sections des parties cylindriques de la pièce laminée. Des nouvelles sections sont ensuite construites suivant des plans perpendiculaires à la courbe créée. Ces étapes sont réalisées 3 fois. Etant donné que les extrémités des pièces laminées ne sont pas correctement scannées, les barycentres des extrémités de la pièce sur une longueur d'environ 10mm, ne sont pas pris en compte pour la création de l'axe réel. Les parties coniques aux extrémités des réductions (des tenues et des corps de bielle) ne sont pas utilisées non plus pour définir l'axe réel, la méthode utilisée pouvant diverger pour les cônes. Ceci a été automatisé pour un nombre de sections fixes réparties symétriquement par rapport au plan nominal  $x$ .

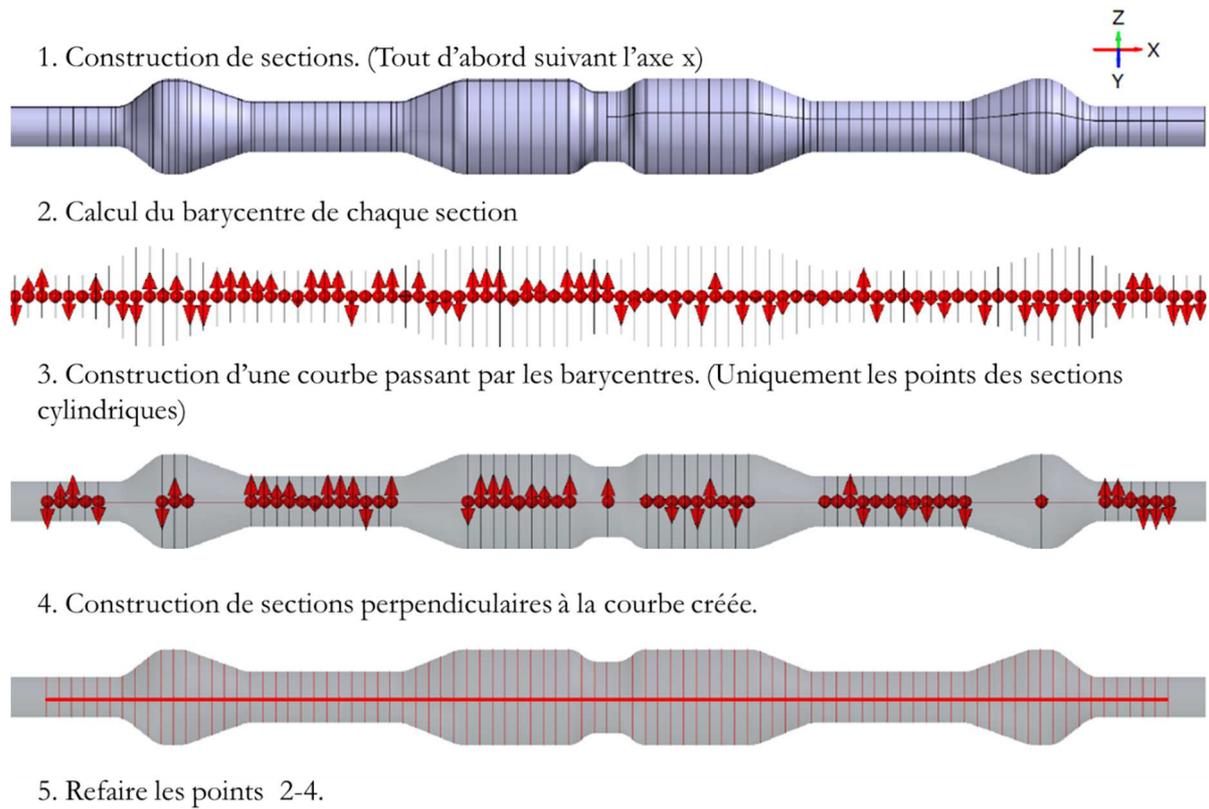


Figure 4-64 – Rectitude. Construction de l'axe de la pièce laminée

Une droite ajustée est créée par un meilleur ajustement gaussien sur la totalité de l'ébauche laminée. La rectitude de cette courbe est calculée avec le logiciel GOM Inspect® comme illustré en Figure 4-65, et correspond à la distance maximale entre la courbe et la droite ajustée.

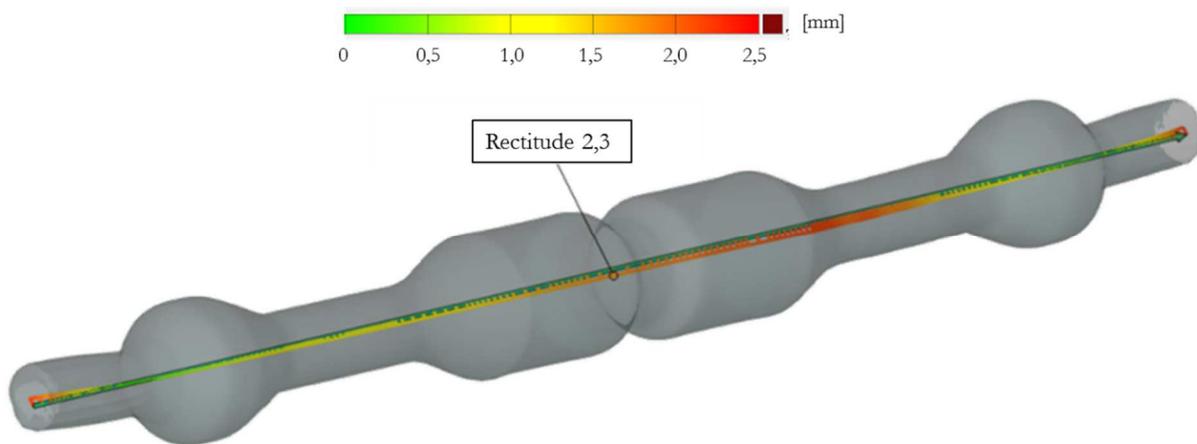


Figure 4-65 – Analyse de rectitude d'une pièce laminée

## 1.2. Angles entre les axes tenue / tête de bielle et corps de bielle / tête de bielle

Un protocole d'analyse a été créé pour évaluer les angles entre les axes tenue / tête de bielle et les axes corps de bielle / tête de bielle. Le protocole consiste à construire les axes de chaque partie de la pièce laminée à partir des barycentres des sections (voir Figure 4-66). Etant donné que les extrémités des pièces laminées ne sont pas correctement scannées, les barycentres des extrémités ne sont pas pris en compte pour la création de l'axe. L'angle entre les directions est mesuré avec le logiciel GOM Inspect®.

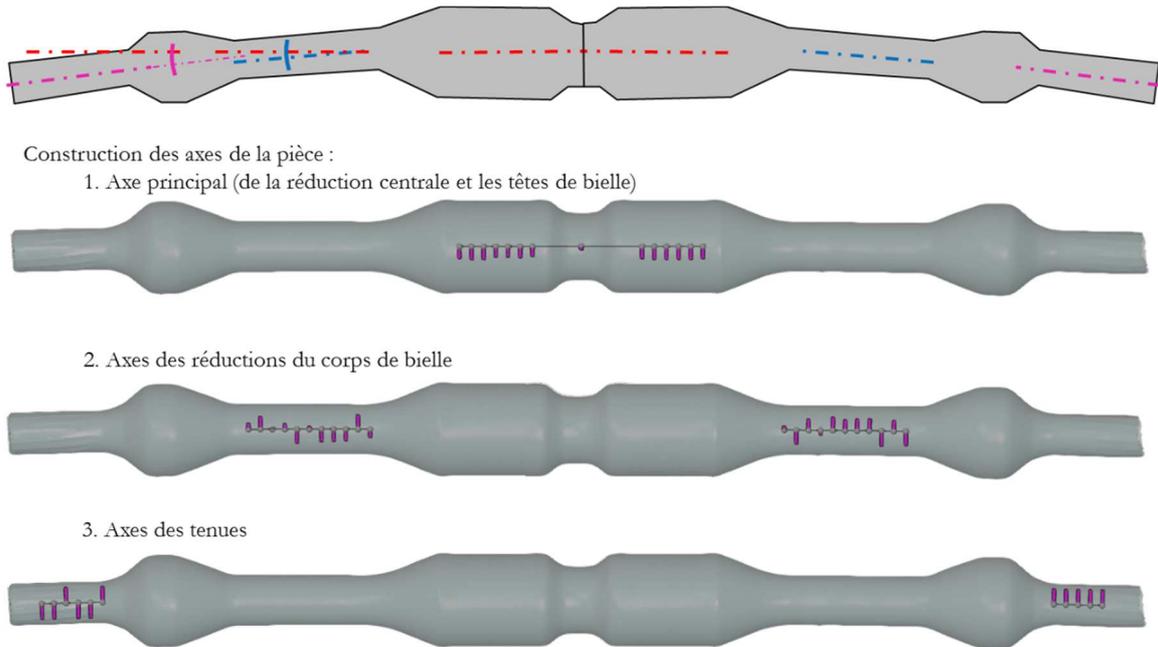


Figure 4-66 – Construction des axes des différentes parties de la pièce lamine (la tenue, le corps de bielle et la tête de bielle)

Cependant, la méthode ne permet pas d'évaluer l'orientation relative entre les deux côtés de la bielle et notamment de vérifier sa symétrie par rapport à la réduction centrale (voir Figure 4-67).

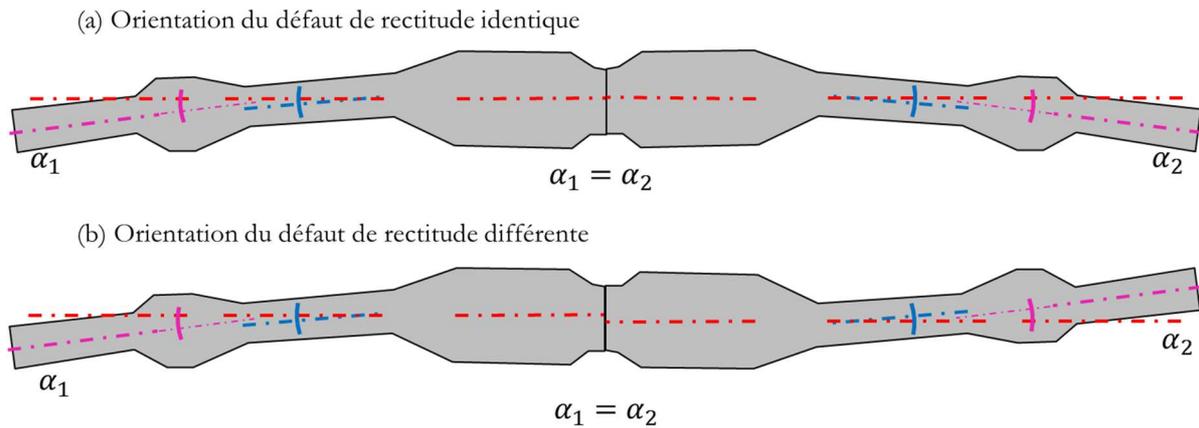


Figure 4-67 – Défaut de rectitude

## 2. Défaut de conicité

Dans le chapitre 2 le défaut de conicité dans la réduction du corps de bielle a été expliqué (voir Figure 1.5 chapitre 2). Celui-ci est caractérisé par une réduction de diamètre dans la section de l'extrémité de la réduction du corps de bielle (voir Figure 4-9). Le phénomène de conicité est quantifié par le pourcentage de striction  $z\%$  selon l'équation (16) du chapitre 3, elle est rappelée ici :

$$z\% = \frac{S_0 - S_u}{S_0} * 100$$

Pour calculer le  $z\%$  du corps de bielle, on a besoin d'identifier la section du corps de bielle de diamètre « minimal ». Ceci a été fait par le protocole suivant. Tout d'abord, un alignement par meilleur ajustement local est réalisé dans la zone de la réduction du corps de bielle entre le maillage issu de la mesure et la CAO (Figure 4-68). Cet ajustement permet de définir une étendue de mesure.



Figure 4-68 – Phénomène de conicité. Alignement local dans le corps de bielle

Ensuite, un cylindre théorique ajusté (au sens des moindres carrés) est construit avec les points correspondants au corps de bielle, ces points étant compris entre les rayons de raccordement de la CAO ajustée à l'étape précédente (voir Figure 4-69).

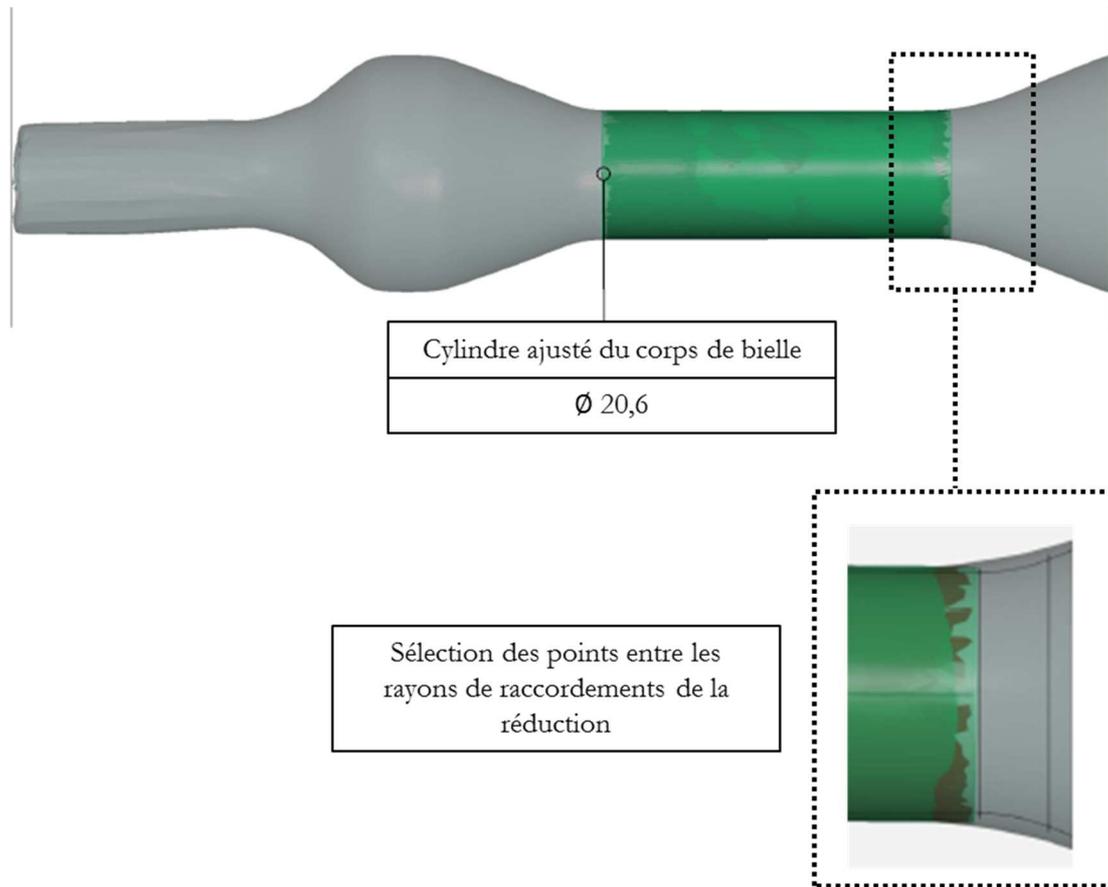


Figure 4-69 – Création d'un cylindre ajusté dans la réduction du corps de bielle

Avec le logiciel GOM Inspect® une première analyse est faite concernant l'écart entre les points du maillage et le cylindre ajusté créé précédemment (voir Figure 4-70). L'écart maximal (négatif) est ensuite identifié.

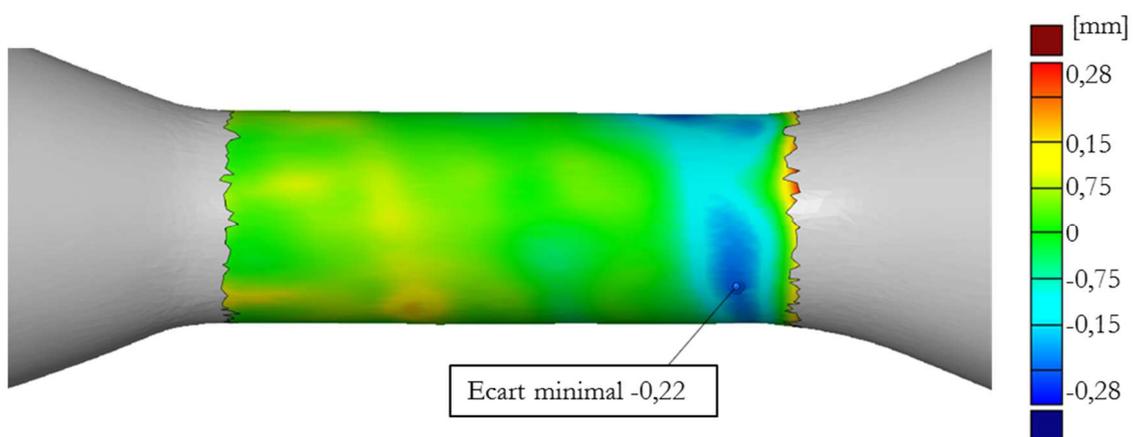


Figure 4-70 – Phénomène de conicité. Ecart des points du maillage au cylindre ajusté

Un plan perpendiculaire à l'axe du cylindre ajusté passant par le point est créé. Ensuite, une section est créée à l'intersection du plan et les points du maillage, le but étant de construire ensuite un cercle ajusté à la

section par un meilleur ajustement gaussien (voir Figure 4-71). Cette analyse s'appuie sur les hypothèses de : (1) la section « minimale » est considérée située au niveau du point le plus écarté (écart négatif) et (2) lors de la digitalisation du nuage de points mesurés, les points aberrants ont été lissés. Le  $z\%$  est calculé avec l'aire de la section « minimale » et l'aire de la section théorique.

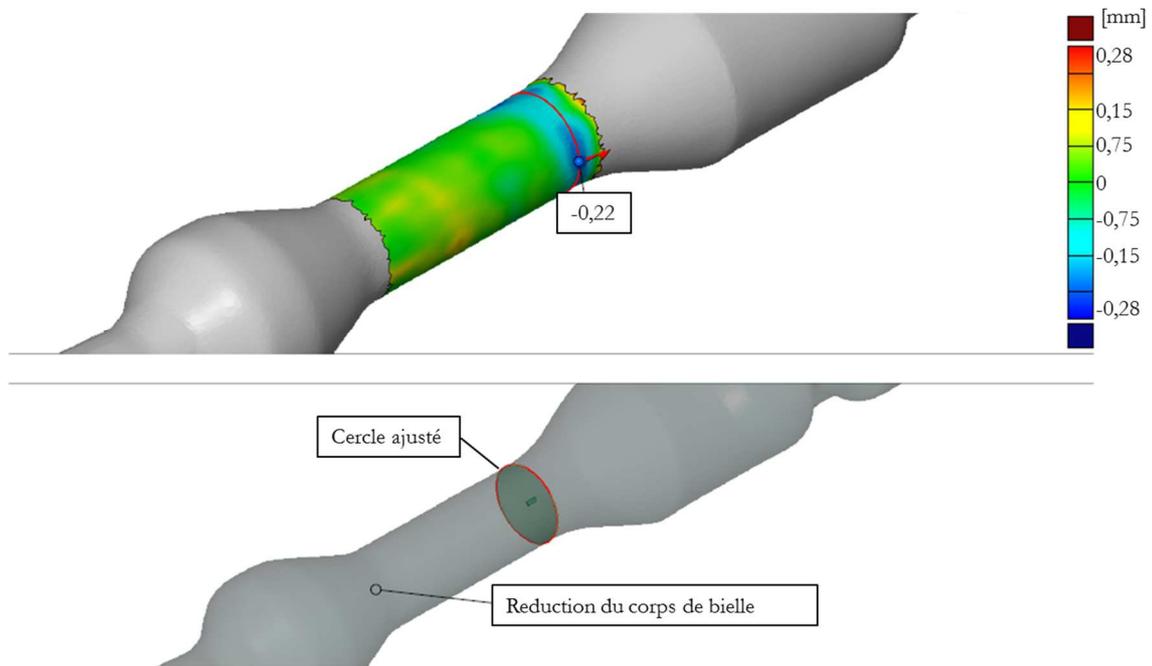


Figure 4-71 – Phénomène de conicité. Identification de la section « minimale ». Calcul du diamètre

### 3. Défauts de surface dus au marquage de l'usure et à celui des réglottes

Le défaut de surface dû au marquage de l'usure est un défaut difficile à quantifier car il n'a pas une forme spécifique. Son évolution est suivie à partir de photos et une analyse visuelle qualitative.

De même que le défaut précédent, le marquage des réglottes sur les pièces laminées est un défaut difficile à quantifier car il n'a pas une forme et une position définie. Son évolution est suivie à partir de photos et une analyse visuelle purement qualitative.

#### 4.7.1.4 Etude R&R

Pour évaluer la procédure de mesure, une étude R&R [16] basée sur la méthode ANOVA (**analysis of variance**) à 2 facteurs a été réalisée permettant de dissocier les différentes sources de variabilité :

- Les pièces sont différentes (écarts du mesurande)
- Les opérateurs sont différents (reproductibilité)
- L'interaction entre les opérateurs et les pièces (reproductibilité)
- La variance résiduelle (répétabilité)

La mesure faite par l'opérateur  $i$  sur la pièce  $j$  à la répétition  $r$  est donnée par l'équation (36), où :  $\mu$  est la moyenne de l'ensemble de valeurs,  $\alpha_i$  l'effet de l'opérateur,  $\beta_j$  l'effet dû à la pièce,  $(\alpha\beta)_{ij}$  l'effet d'interaction opérateur-pièce et  $\varepsilon_{ijr}$  l'erreur aléatoire (qui suit une loi normale  $N(0, \sigma^2)$ ).

$$Y_{ijr} = \mu + \alpha_i + \beta_j + (\alpha\beta)_{ij} + \varepsilon_{ijr} \quad (36)$$

Les résultats de l'étude R&R sont présentés en Tableau 4-3. Les protocoles d'analyse ont donc été validés.

Paramètre	Instrument de mesure	%tolérance<25% ou Cpc>4
Rectitude	GOM Inspect®	Cpc 5,8>4
Angles	GOM Inspect®	Cpc 13,6>4
Défauts de surface	Analyse qualitative	

Tableau 4-3 – Etude R&R

#### 4.7.1.5 Résultats et analyses des tendances

##### 4.7.1.5.1 Rectitude

La rectitude des pièces laminées a été évaluée suivant le protocole présenté précédemment. Les résultats sont présentés en Figure 4-72. On représente la rectitude en fonction des prélèvements réalisés lors de la durée de vie des outillages (en jours). La taille des cercles représente le poids de la pièce, dans le but d'identifier l'interaction entre la taille du lopin (et donc une quantité de matière plus au moins importante à laminier) et la rectitude de la pièce. Les couleurs représentent le poste de production, en noir les pièces prélevées pendant le poste du matin, en vert les pièces prélevées pendant le poste de l'après-midi et en orange les pièces laminées prélevées pendant le poste du soir. Cela permet de visualiser l'écart de la rectitude des pièces laminées consécutivement. On observe également des points rouges et bleus sur l'axe horizontal (jours de production). Les points rouges correspondent aux jours de prélèvement et les points bleus correspondent aux interventions réalisées sur la machine. Par exemple le 4<sup>ème</sup> jour un prélèvement a eu lieu le même jour qu'une intervention, de même, le jour 32 un prélèvement a eu lieu entre deux interventions. Le but est d'observer si les actions correctives ont un impact visible sur la rectitude des pièces laminées. Néanmoins, cette dernière analyse comporte une limitation dans la mesure où toutes les informations concernant les interventions n'ont pas été relevées. Par exemple, on ne sait pas l'heure de l'intervention donc par conséquent on ne sait pas si le prélèvement a eu lieu avant ou après l'intervention. De même, les seules interventions notifiées ont été les actions de décalaminage des outillages mais les actions de réglage de l'entrefer n'ont pas été notées. Enfin, des pièces n'ont pas été prélevées avant et après l'intervention. Cette difficulté s'applique à toutes les analyses des tendances des défauts.

○ Ebauches du matin    ● Ebauches de l'après-midi    ● Ebauches du soir    - Moyenne globale

La taille de cercles représente le poids de la pièce laminée

● Intervention de décalaminage des outillages

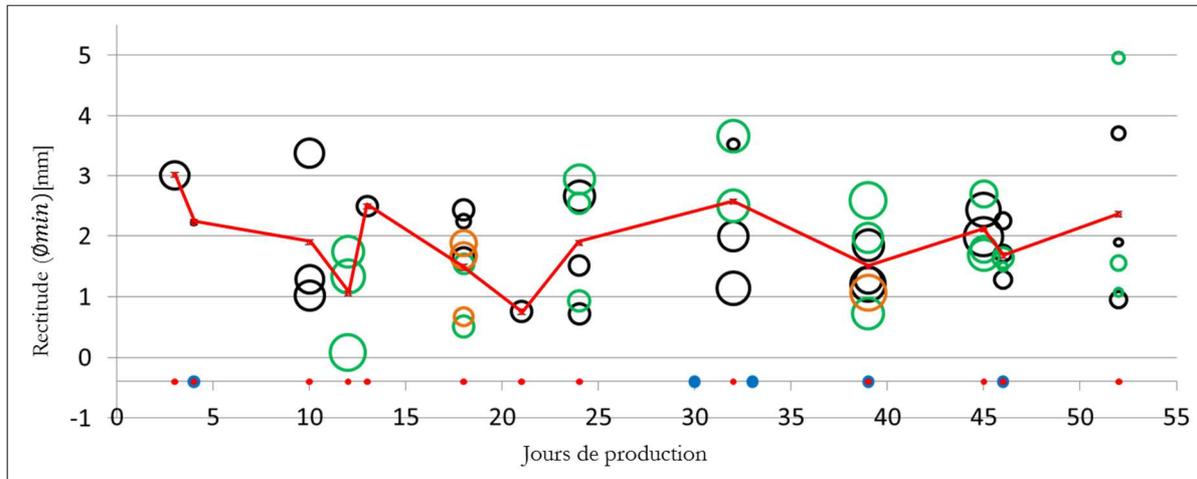


Figure 4-72 – Résultats des analyses de rectitude des pièces laminées

Les résultats ne montrent pas une évolution « nette » du défaut de rectitude. La moyenne globale de la rectitude est relativement stable tout au long du cycle de vie. La rectitude des pièces laminées du dernier prélèvement semble avoir une étendue plus importante, néanmoins ceci n'est pas le cas des prélèvements des jours 45 et 47. On n'observe pas d'interaction franche entre le poids et la rectitude. De même, entre des pièces laminées consécutivement, des variations au niveau de la rectitude sont observées. Un impact entre les interventions et la rectitude des pièces n'est pas observée.

#### 4.7.1.5.2 Angle corps de bielle / tête de bielle

L'angle corps de bielle / tête de bielle a été mesurée tant du côté « inducteur » que du côté « pilon ». Les résultats sont présentés en Figure 4-73.

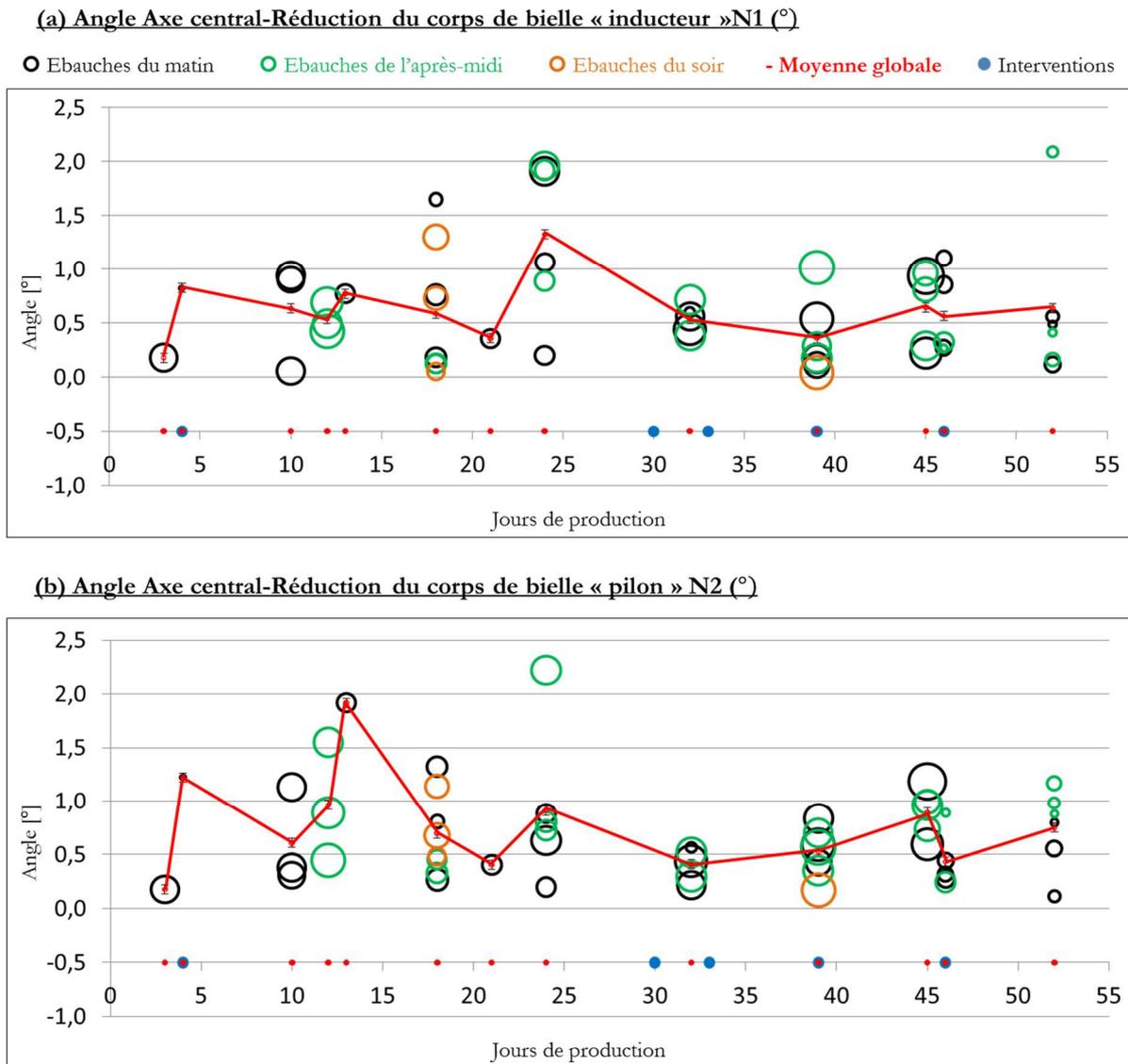


Figure 4-73 – Angle tête de bielle-corps de bielle (a) côté « inducteur » et (b) côté « pilon »

Les résultats montrent que le défaut d'inclinaison dû à l'angle des pièces laminées affecte également le corps de bielle et non seulement les tenues. En comparaison avec les résultats en simulation du chapitre 2, cet angle est plus faible. Les résultats montrent également qu'il n'y a pas une évolution « nette » du défaut au cours de la vie de l'outillage. On n'observe pas d'interaction avec le poids. L'amplitude de l'angle varie légèrement entre le côté « inducteur » et le côté « pilon ». L'angle des pièces laminées ne semble pas diminuer suite aux interventions. Enfin, on observe des dispersions concernant des relevés consécutifs.

#### 4.7.1.5.3 Angle tenue / tête de bielle

L'angle tenue / tête de bielle a été mesurée tant du côté « inducteur » que du côté « pilon ». Les résultats sont présentés en Figure 4-74.

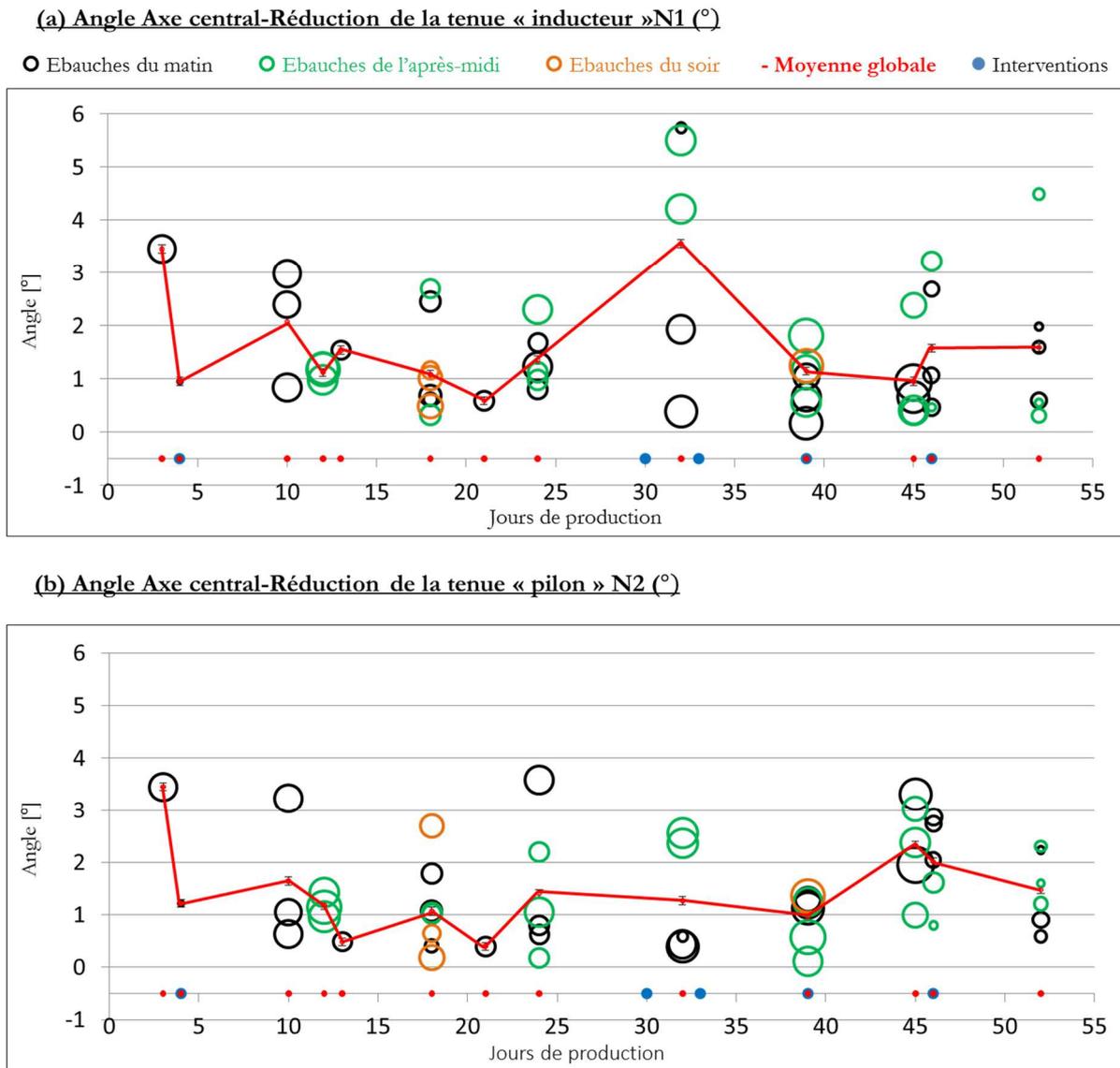


Figure 4-74 - Angle tête de bielle-tenue (a) côté « inducteur » et (b) côté « pilon »

Les résultats mettent en évidence un défaut d'inclinaison dû à l'angle important au niveau des tenues. Ce défaut ne semble pas évoluer de façon « nette » le long du cycle de vie de l'outillage. Des dispersions importantes sont observées le jour 32 du côté « inducteur ». Une intervention a eu lieu le jour suivant probablement lié au défaut de rectitude élevé. Ceci ne peut pas toutefois pas être confirmé par les mesures.

#### 4.7.1.5.4 Défaut de conicité

Le défaut de conicité dans la réduction du corps de bielle a été analysée tant du côté « inducteur » que du côté « pilon » des pièces laminées. Les résultats sont présentés en Figure 4-75.

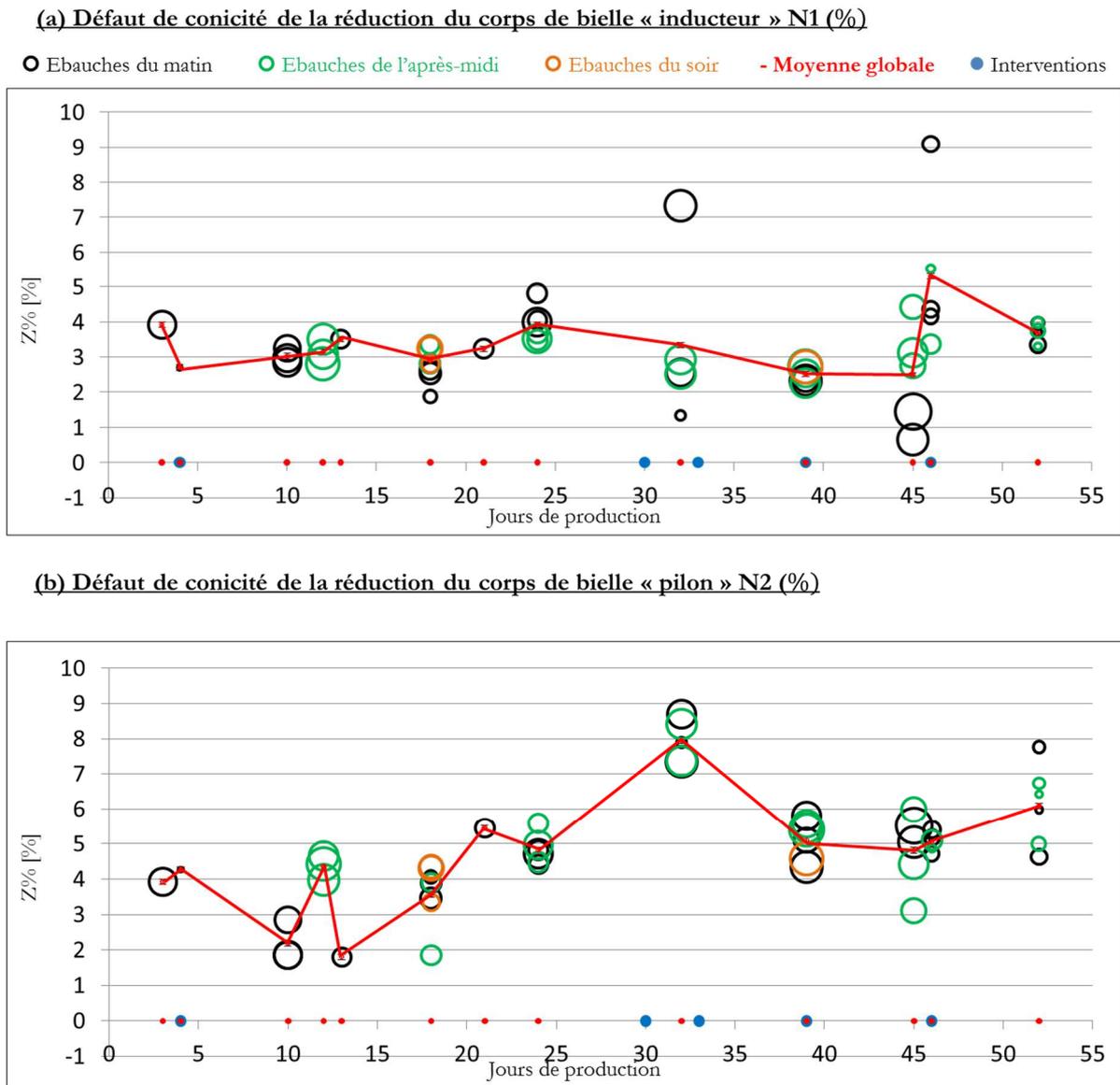


Figure 4-75 – Défaut de conicité de la réduction du corps de bielle (a) côté « inducteur » et (b) côté « pilon »

Le défaut de conicité ne montre pas une évolution « nette ». De manière globale l'étendue des mesures évaluée sur plusieurs pièces consécutives est moins importante en comparaison des défauts précédents. Au début du cycle il semble y avoir peu de dispersions. Les interventions semblent corriger le défaut, ceci peut être constaté notamment par les prélèvements des jours 24, 32 et 39. Le jour 24 on observe un défaut de conicité d'environ 5%, celui-ci augmente jusqu'au jour 32 où on observe des fortes dispersions du côté « inducteur » et une forte conicité du côté « pilon » (d'environ 8%). L'intervention ayant eu lieu le lendemain semble avoir corrigé le défaut, car le jour 39 on retrouve des valeurs de l'ordre de 5% et moins de dispersions.

Le manque d'informations sur les interventions nous force toutefois à rester prudents concernant les analyses.

#### 4.7.1.5.5 Défaut de surface dû au marquage de l'usure

Un défaut de surface lié au marquage de l'usure est observé dans l'extrémité de la tête de bielle au début du cône vers la réduction du corps de bielle (voir Figure 4-76). Ce défaut n'a pas une forme définie, c'est pourquoi son évolution a été analysée qualitativement par des prises de photos. Ce défaut apparaît progressivement au fur et à mesure dans le cycle de vie d'outillage.

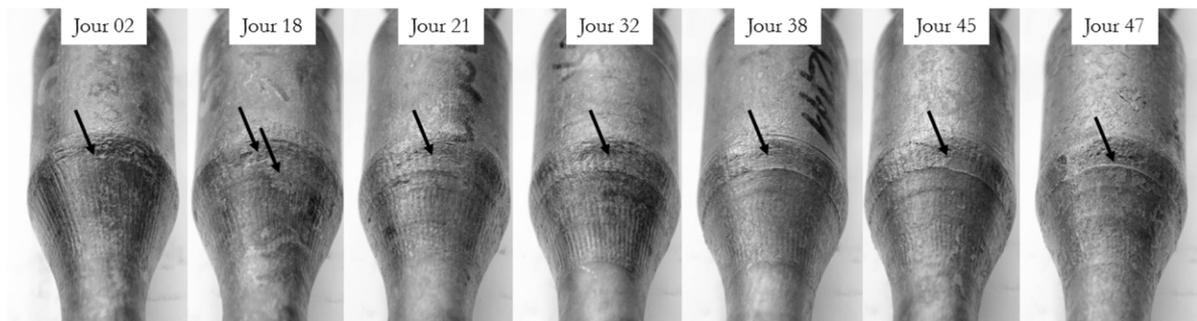


Figure 4-76 – Défaut de surface dû au marquage de l'usure dans l'extrémité de la tête de bielle au début du cône vers la réduction du corps de bielle

Un défaut de surface dû au marquage de l'usure est observé dans le cône de la tenue vers le pied de bielle (voir Figure 4-77). Ce défaut n'a pas une forme définie. Au début du cycle de vie on observe des stries dues à la texture striée de l'outillage. Au fur et à mesure du cycle de vie, on observe de moins en moins ces stries et une surface plus lisse. Un marquage apparaît progressivement dans le rayon de raccordement vers le pied de bielle.

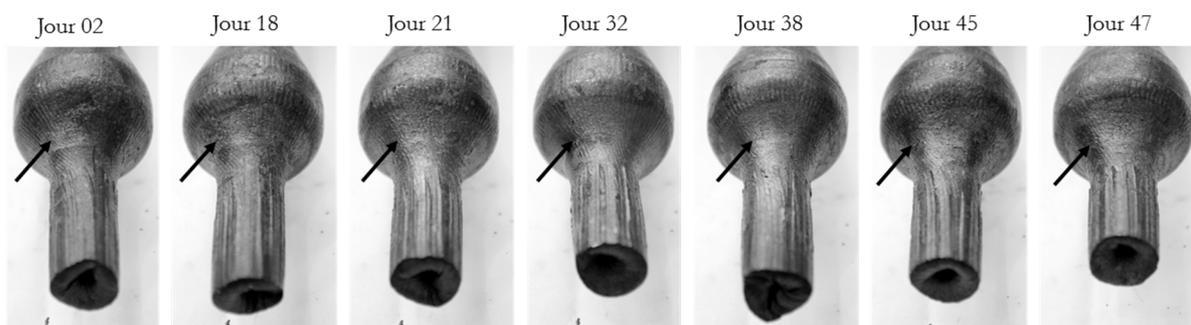


Figure 4-77 – Défaut de surface dû au marquage de l'usure dans le cône de la tenue vers le pied de bielle

#### 4.7.1.5.6 Défaut de surface dû au marquage des réglottes

Un défaut de surface dû au marquage de réglottes est observé sur les têtes de bielles (voir Figure 4-78). Ce défaut n'a pas une forme définie. Il apparaît sous forme de rayure circulaire autour de la préforme de la tête de bielle. Il ne présente pas une évolution nette le long du cycle de vie. Le marquage est observé depuis

les premiers jours du cycle. Ceci vient sans doute du fait que les réglettes ne sont pas changées de façon synchrone avec les outillages.

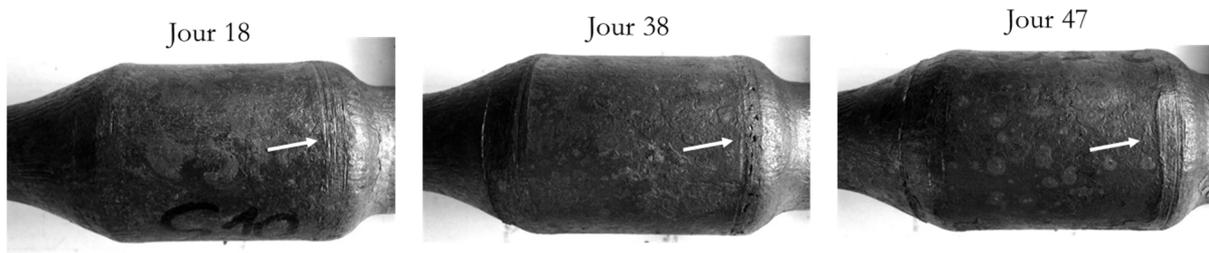


Figure 4-78 – Défaut de surface dû au marquage de réglettes

#### 4.7.1.6 Conclusions

Les analyses réalisées ne révèlent pas de dérive nette liée aux défauts de rectitude ou de conicité. Il semble que ceux-ci peuvent être corrigés par les interventions telles que le décalaminage ou l’ajustement d’entrefer.

Les résultats en simulation et les analyses des zones d’usure des outillages montrent une diminution du phénomène de conicité quand la pièce est laminée avec des outillages usés. Ceci est dû au fait que l’usure des outillages se caractérise par une perte de matière importante dans les facettes extérieures du coin et dans la hauteur du coin, le taux de déformation étant donc moins important en comparaison avec les outillages neufs. Ce défaut est dépendant de l’entrefer. Evaluer donc son évolution par l’analyse des pièces laminées reste limitée dans la mesure où on n’a pas les informations concernant les interventions d’ajustement d’entrefer.

Les défauts de marquage liés à l’usure de l’outillage évoluent progressivement au cours du cycle de vie. Ces défauts montrent l’apparition progressive des formes en négatif de l’usure de l’outillage. Ces défauts sont visibles quand l’usure a atteint toute la longueur de l’outillage. Avant cela, l’usure dans les zones de pénétration et étirement étant corrigés dans la zone de calibrage.

#### 4.7.2 Modélisation numérique du procédé avec la géométrie scannée

Afin d’améliorer la stabilité du procédé de laminage transversal il est nécessaire de comprendre les phénomènes physiques se produisant à long terme dans le cycle de vie de l’outillage en raison des changements géométriques des outillages dus à l’usure. Les simulations numériques permettent d’analyser la stabilité du procédé, néanmoins les résultats sont limités pour comprendre l’impact de l’usure sur la qualité des pièces parce que les simulations sont réalisées avec la CAO des outillages. De manière à lever cette difficulté, une méthodologie est proposée qui consiste à réaliser deux simulations numériques avec la « vraie » géométrie des outillages (neufs et usés) en utilisant les scans 3D des outillages mesurés comme expliqué dans la section 4.6.1. L’objectif est de comparer les pièces laminées issues des deux simulations

avec des pièces réelles et d’observer si la simulation avec les outillages usés reproduit les défauts observés en conditions industrielles. Parmi les défauts à long terme identifiés dans la section 4.4.2 (Défauts à long terme), on s’intéresse au défaut de rectitude (voir Figure 4-11) et aux défauts de surface dus au marquage de l’usure (voir Figure 4-13).

En synthèse, deux simulations numériques ont été réalisées avec le modèle de référence du chapitre 2 excepté la géométrie. La géométrie de l’outillage supérieur correspond au Scan 3D de l’outillage supérieur, l’outillage inférieur correspondant au Scan 3D de l’outillage inférieur. Cela veut dire que la symétrie (haut/bas) n’est pas imposée. Toutefois, seule la moitié du lopin est simulé pour réduire le temps de calcul, donc une symétrie miroir (gauche/ droite) est imposée.

Les pièces laminées issues des simulations sont présentées en Figure 4-79. Une analyse comparative des résultats est présentée ci-après. De manière générale, les résultats obtenus concernant la pièce laminée issue des outillages à l’état neuf sont cohérents avec les résultats du modèle numérique de référence du chapitre 2 (CAO des outillages).

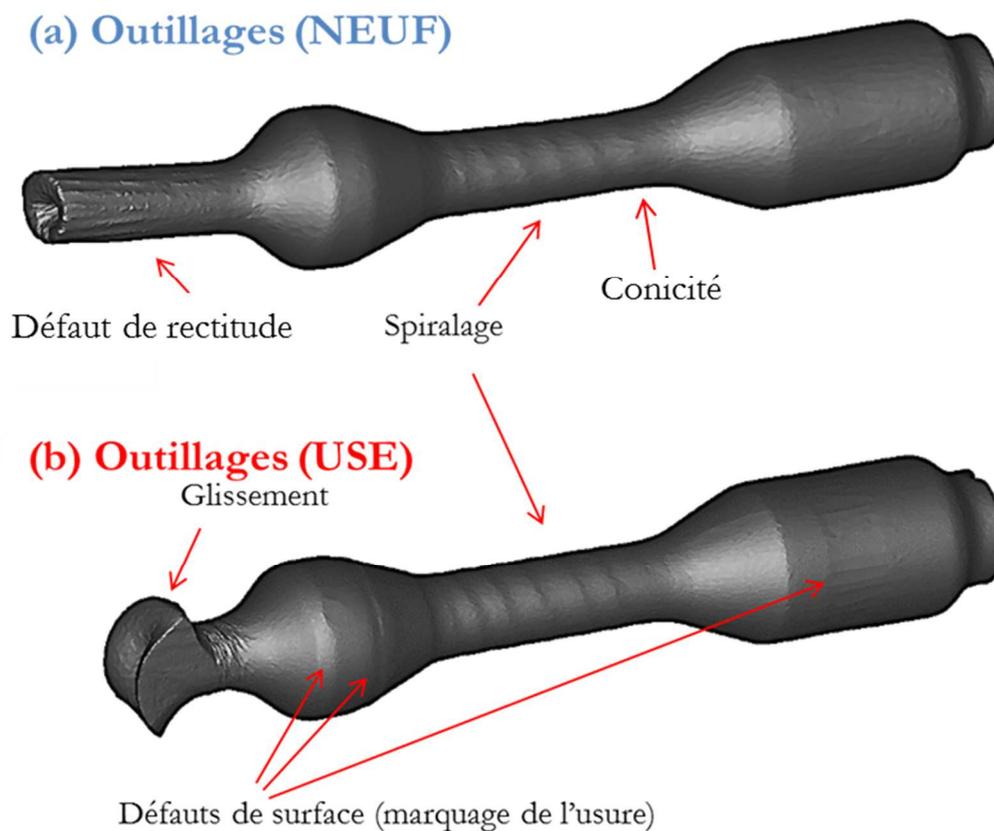


Figure 4-79 – Pièces laminées issues des simulations (a) Scan 3D outillages NEUFS et (b) Scan 3D outillages USES

- Géométrie de la pièce :

Dans le cas des outillages **NEUFS** une pièce laminée avec trois réductions de diamètre a été correctement formée (la réduction centrale, le corps de bielle et la tenue). En comparaison avec une pièce réelle, la géométrie est globalement correcte avec un écart d'environ 7% dans la réduction du corps de bielle. Dans le cas des outillages **USES** la pièce laminée n'est pas correctement formée. Un phénomène de glissement se produit lors de la formation de la réduction de la tenue.

- Défauts de surface :

Les défauts de surfaces dus au marquage de l'usure sont uniquement observés dans le cas des outillages **USES** telles qu'en conditions industrielles.

- Spiralage :

Le phénomène de spiralage, intrinsèque au procédé, est observé dans la réduction du corps de bielle dans les deux cas **NEUF** et **USE**.

- Cavités internes :

Le critère de Latham-Cockroft a été utilisé pour analyser le risque de cavités internes. Les résultats sont présentés en Figure 4-80. La pièce laminée avec les outillages **USES** semble avoir un risque plus important de cavités internes. Ceci peut être expliqué par le fait que l'angle de formage diminue à cause de la perte de matière de la facette de formage du coin du « corps de bielle ». D'après [17], un angle de formage faible favorise l'apparition et la croissance de cavités internes.

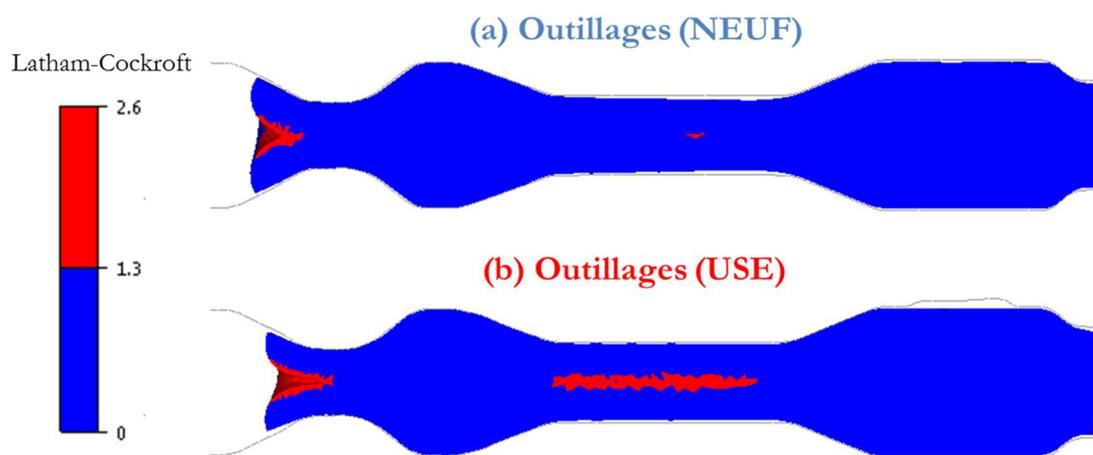


Figure 4-80 – Analyse de risque de cavités internes selon le critère d'endommagement Latham-Cockroft (a) outillages NEUF et (b) outillages USE

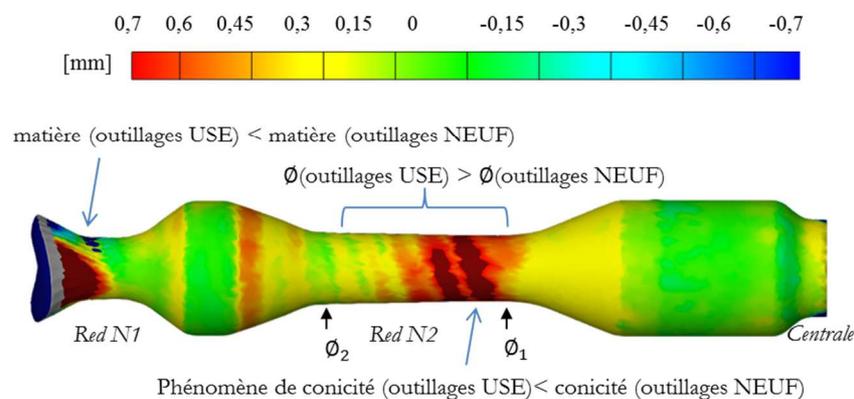
- Conicité :

Le phénomène de conicité est observé dans les deux cas **NEUF** et **USE**, il est plus important pour les outillages **NEUFS** (voir Figure 4-81). En simulation, le phénomène semble amplifié en comparaison avec la réalité. Le volume des pièces en cours de laminage lors des simulations a été surveillé pour garantir qu'une augmentation du volume due au remaillage ne soit pas la cause des différences de comportement. Pour les deux cas (**NEUF** et **USE**) une perte de volume d'environ 0,1% a été constatée, celle-ci peut être négligée. Toutefois, les comparaisons de l'évolution du défaut de conicité en simulation et en conditions réelles sont limitées car, comme dit précédemment, ce défaut dépend de l'entrefer des outillages, celui-ci étant ajusté le long du cycle de vie. Dans le cadre de cette étude, l'entrefer est le même pour les deux simulations (**NEUF** et **USE**). L'impact de l'entrefer a fait l'objet de l'étude paramétrique (chapitre 2). Avec un entrefer plus serré, les analyses ont montré un défaut de conicité plus important dans le corps de bielle et une tenue plus longue due au surplus de matière restant dans l'extrémité.

Lors des analyses de zones d'usure de l'outillage on a observé une perte de matière dans les facettes actives du coin du « corps de bielle » et une réduction de la hauteur de celui-ci. Ces changements géométriques de l'outil impliquent un taux de réduction moins important (dans le corps de bielle), donc la distribution de la matière de la pièce laminée est différente en comparaison avec les outillages **NEUFS**.

### Comparaison de la géométrie des pièces à l'instant $t=2,3s$ (avant le glissement)

Phénomène de conicité plus important dans le cas des outillages **NEUF**



$(\varnothing_2 - \varnothing_1)$ [mm]			
Outillages USE		Outillages NEUF	
Real	Num.	Real	Num.
0,8	1,3	0,3	0,7

Figure 4-81 – Comparaison du phénomène de conicité des pièces laminées issues des simulations (a) outillages NEUF et (b) outillages USE

- Défaut de rectitude :

Le défaut de rectitude de la tenue est observé dans le cas des outillages **NEUFS**, celui-ci étant plus amplifié et plus étendu car la pièce présente un défaut de rectitude depuis la réduction du corps de bielle en comparaison avec les pièces réelles. Ce phénomène se produit à la fin de l'opération de laminage (environ 2,5s) lors de la formation de la tenue (voir Figure 4-82a). Dans le cas des outillages **USES** un phénomène de glissement se produit à la fin du cycle de laminage (2,3s) pendant la formation de la réduction de la tenue (voir Figure 4-82b).

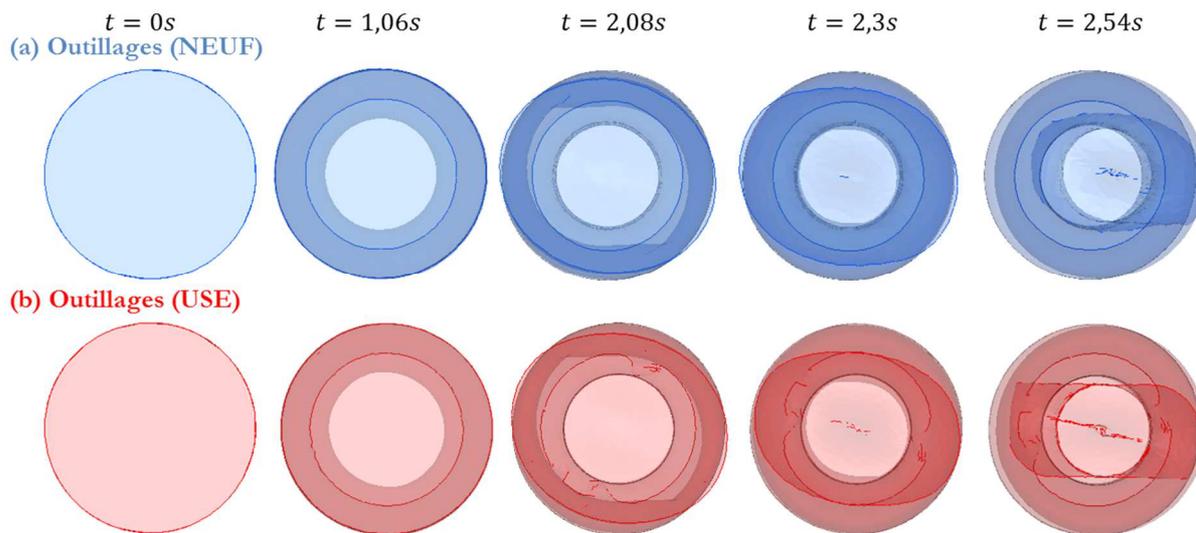


Figure 4-82 – Pièce laminée vue en bout à différents instants du cycle (a) outillages NEUF et (b) outillages USE

Les observations mettent en évidence que l'usure de l'outillage a un impact sur la distribution de la matière de la pièce en cours de laminage. Comme expliqué précédemment, c'est la tenue qui récupère les différences se produisant depuis le début du cycle de laminage. En comparant les deux cas **NEUF** et **USE**, deux différences sont identifiées. D'une part la quantité de matière restante pour former la tenue est plus faible dans le cas des outillages **USES**. D'autre part la forme de la « tulipe » est plus ovale dans le cas des outillages **USES**, cette forme étant plus difficile à former car elle touche la partie supérieure du coin (voir Figure 4-83). La forme de la tulipe, plus creusée dans le cas **USE**, rend celle-ci plus instable lors de sa fermeture. Comme en conditions industrielles, la formation de la tenue est le moment du cycle de laminage le plus instable. Du glissement est observé, même si la pièce laminée est finalement formée.

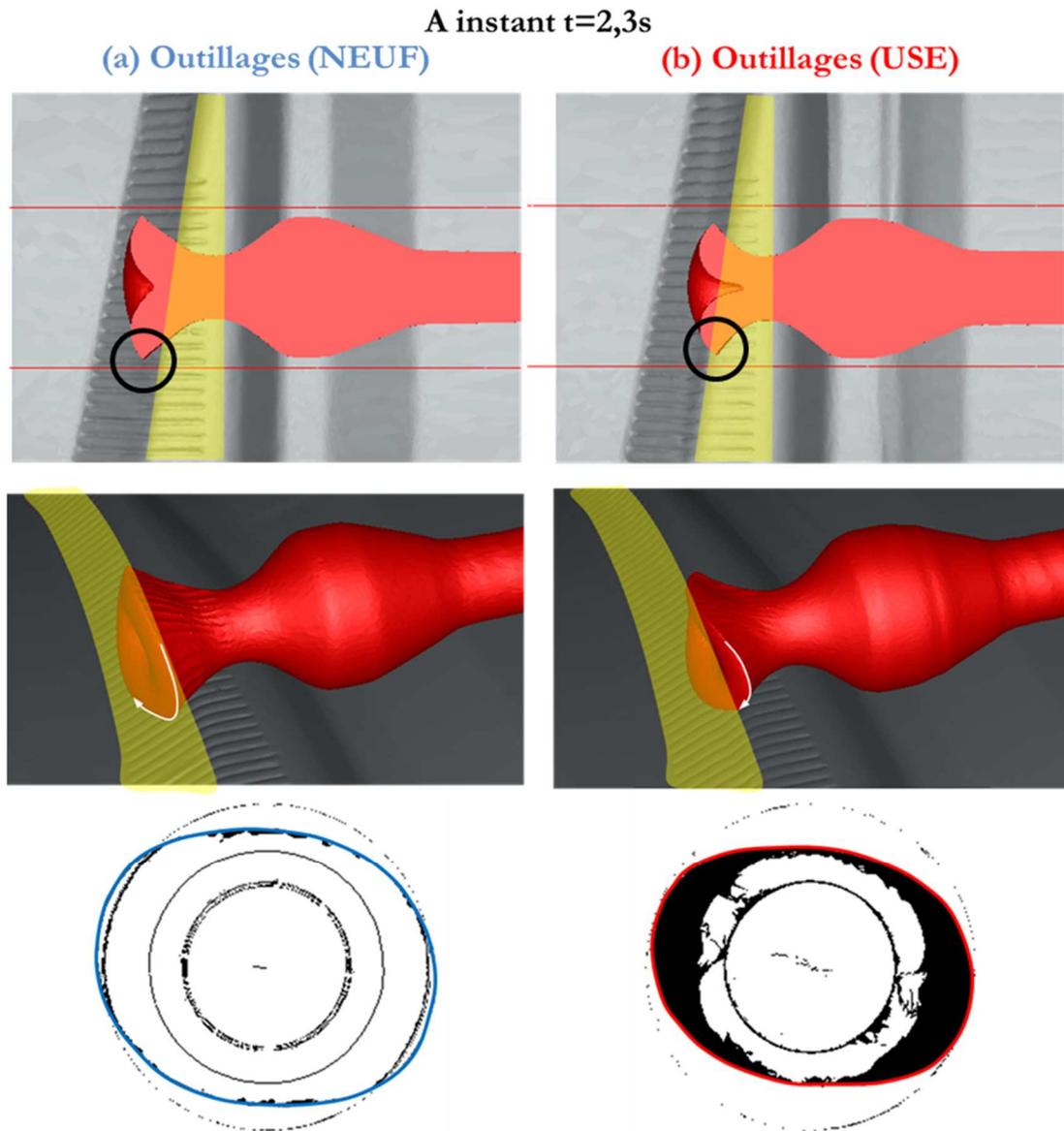


Figure 4-83 – Forme de la tulipe à l'instant 2,3s des pièces laminées (a) outillages NEUF et (b) outillages USE

#### 4.7.2.1 Conclusions

Cette étude numérique semble être en accord avec les observations industrielles. Les résultats de simulation montrent les tendances identifiées concernant les défauts apparaissant à long terme dans le cycle de vie. Les changements géométriques de l'outillage dus à l'usure semblent avoir un impact sur le taux de réduction de la réduction du « corps de bielle » diminuant le phénomène de conicité et affectant la quantité de matière restante pour former la tenue. Néanmoins, le lecteur ne doit pas oublier les limitations du modèle numérique : une loi de frottement uniforme et constante sur toute la surface de l'outillage, tandis qu'en conditions industrielles, les conditions de frottement évoluent au fur et à mesure du cycle de vie de l'outillage et ne sont pas uniformes sur toute la surface de l'outil du fait notamment de l'usure. Lors de l'étude, l'entrefer

n'a pas été modifié sur les modèles numériques, tandis qu'en conditions industrielles celui-ci est ajusté tout au long du cycle de vie. Toutefois, la valeur d'ajustement ou le moment d'interventions ne sont pas notifiés.

Dans le chapitre 2 on a également évoqué l'importance de la distribution de la matière de la pièce laminée sur la stabilité du procédé. Les variations peuvent venir de la géométrie de l'outillage, ou de l'évolution de la géométrie de l'outillage due à l'usure (comme expliqué ici), de l'entrefer ou de la géométrie initiale du lopin. Des essais industriels ont été réalisés avec plusieurs lopins de différentes longueurs sans modifier la géométrie d'outillage ni l'entrefer entre les outillages. Cette étude est effectuée dans le but de comprendre l'impact de la distribution de la matière dans la formation de la tenue et la stabilité du procédé, la variation de matière du lopin initial se retrouvant pour la formation de la tenue.

### 4.7.3 Essais expérimentaux avec lopins de différentes longueurs

Pour analyser l'impact de la quantité de matière restante pour former la tenue, des essais expérimentaux ont été réalisés avec des lopins de différentes longueurs. Des mesures du couple de laminage ont été faites avec un intérêt particulier porté sur la formation de la tenue. Les pièces laminées résultantes ont été analysées et comparées visuellement. Deux hypothèses ont été prises en compte pour la réalisation des essais :

- Etant donné que le positionnement du lopin est fixé par une butée du côté « pilon », les différences de quantité de matière ne sont censées affecter que le côté « inducteur ». Uniquement les tenues côté « inducteur » devraient varier.
- Le procédé devient dissymétrique.

Le Tableau 4-4 synthétise les essais réalisés. Trois séries identiques, chacune avec 5 lopins de différentes longueurs, ceci dans le but de vérifier la répétabilité des résultats et de minimiser le risque d'une perte de lopins rejetés par le contrôle de température en sortie de l'inducteur. Dans le tableau, les lopins rejetés sont en italique et soulignés.

Longueur/ Série	N°1	N°2	N°3
247mm	Lopin L1	<u>Lopin L6</u>	Lopin L11
249mm	L2	<u>L7</u>	L12
251mm	L3	L8	L13
253mm	L4	L9	<u>L14</u>
255mm	L5	<u>L10</u>	L15

Tableau 4-4 – Récapitulatif des essais expérimentaux avec des lopins de longueur différente

Les essais ont été réalisés le 21 novembre 2016 avec un outillage en fin de vie. Les courbes de couples de laminage de la série N°1 sont présentées, ces résultats étant représentatifs des courbes des séries N°2 et N°3 également. L'analyse des résultats ont mis en évidence les observations suivantes :

- La longueur du lopin a un impact sur le couple de laminage pour la formation de la tenue.
- La variation de la longueur de la tenue n'est pas toujours du côté « inducteur »
- Les répartitions de longueur de tenue présentent des dispersions pour des lopins de même longueur

La longueur du lopin a un impact sur le couple de laminage de la tenue. Le couple atteint et sa durée augmentent avec la taille du lopin. Pour illustrer ce constat, deux figures sont présentées. D'abord la Figure 4-84 où on peut observer deux cas extrêmes (L=247mm et L=255mm). Ensuite la Figure 4-85 où on peut observer la montée progressive du couple atteint en fonction de la longueur initiale du lopin et les pièces laminées correspondant aux courbes.

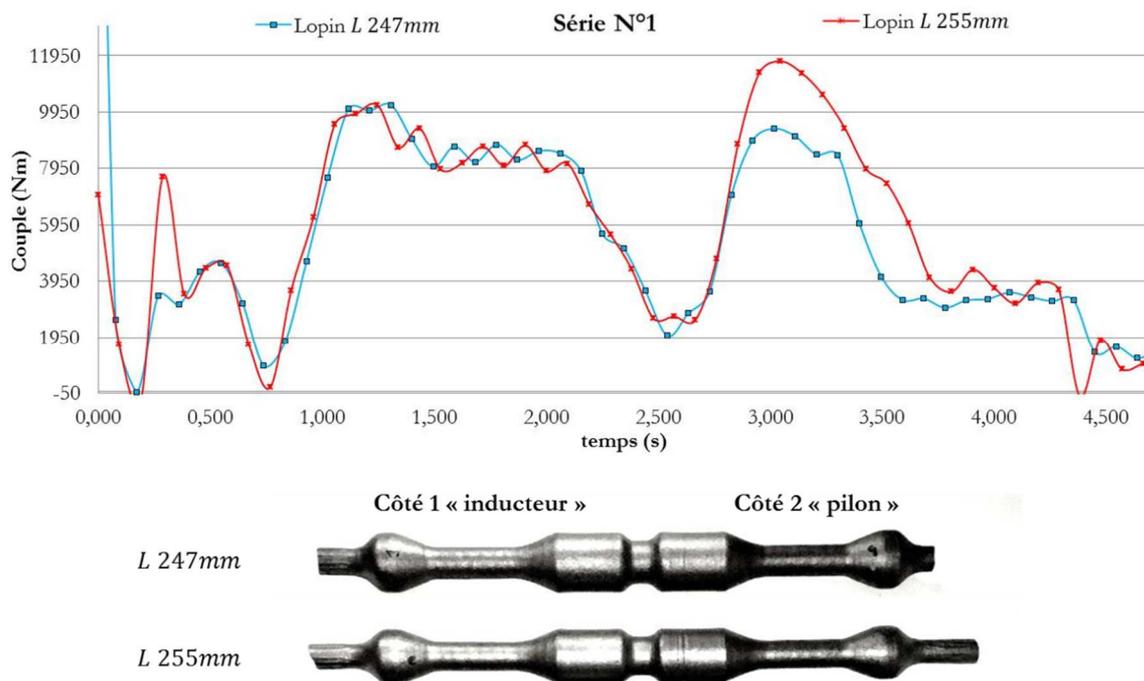


Figure 4-84 – Courbes de laminage et géométries des pièces des essais avec des lopins de longueurs différents. Analyse de cas extrêmes L=247mm et L=255mm

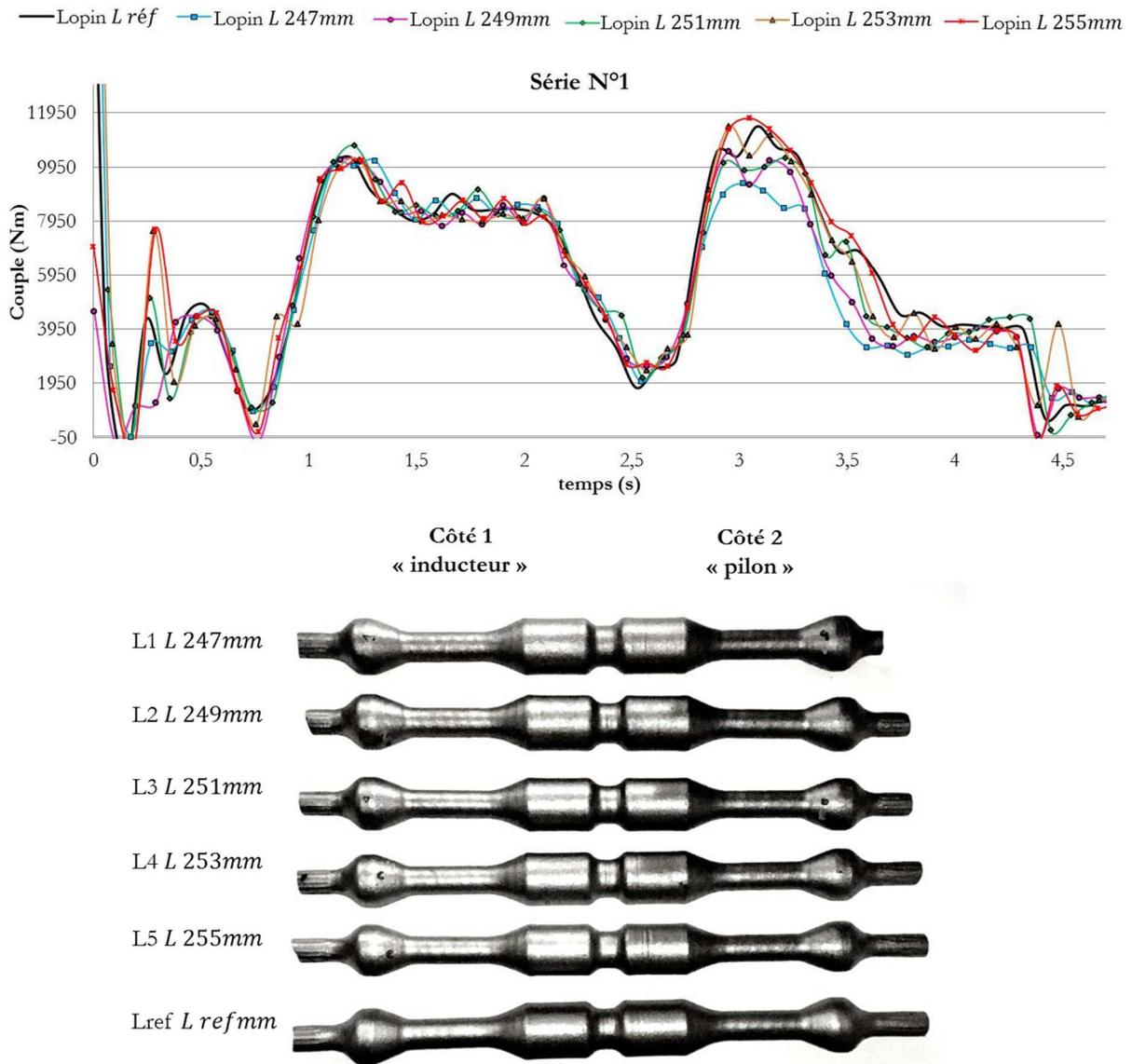


Figure 4-85 – Courbes de laminage des essais expérimentaux avec des lopins de longueurs différentes

La Figure 4-86 présente les pièces laminées issues des essais, elle permet de constater que la variation de la longueur de la tenue n'est pas toujours du côté « inducteur » comme attendu. Il semble que le lopin glisse au moment de son engagement en rotation. Ce glissement peut être dissymétrique, le lopin se mettant de travers. Son engagement provoque alors son décalage suivant l'axe des rouleaux. Les coins centraux (des outillages supérieur et inférieur) redressent le lopin une fois qu'ils pénètrent dans la matière. La dispersion de ce phénomène pourrait être à la nature de l'engagement par frottement.

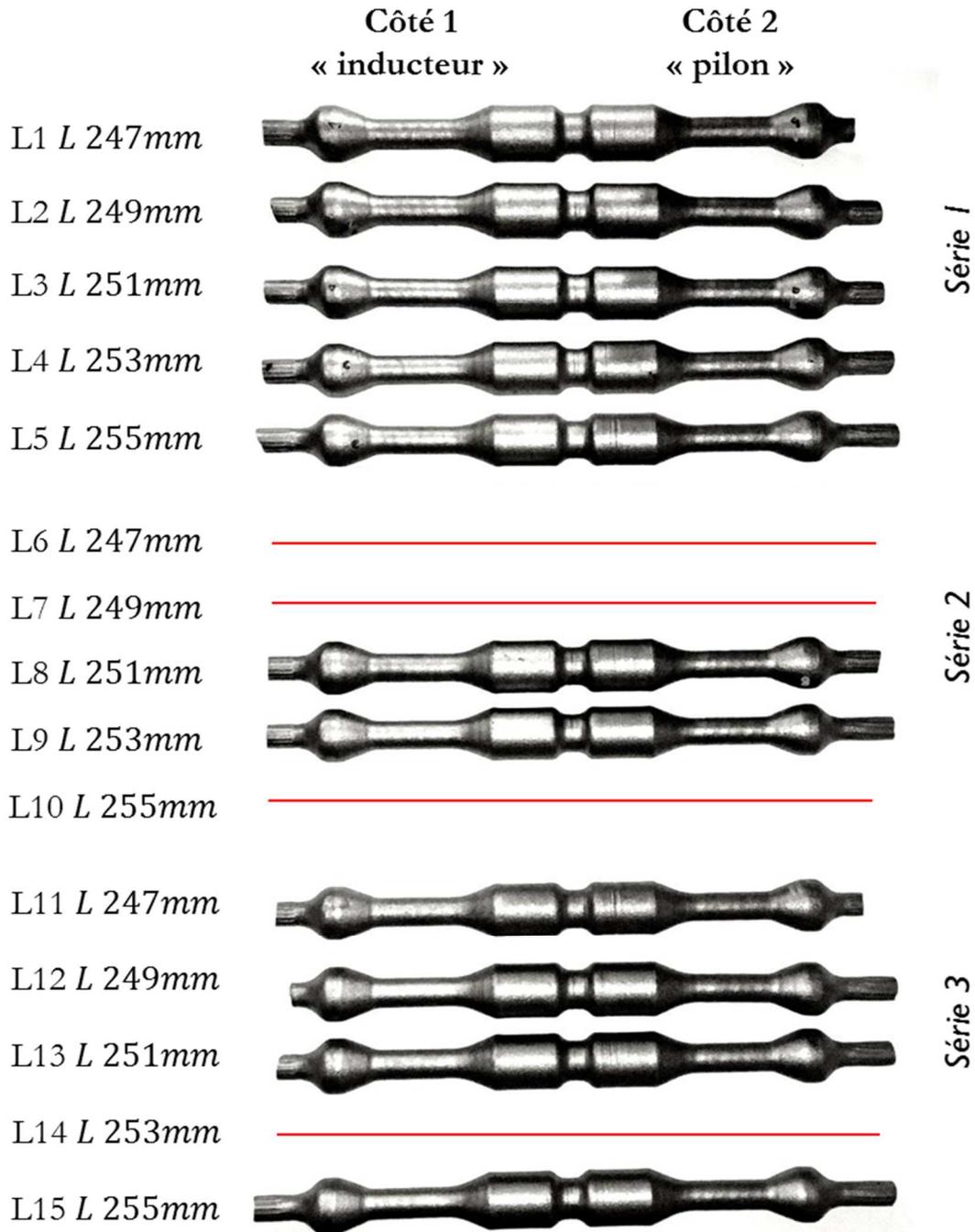
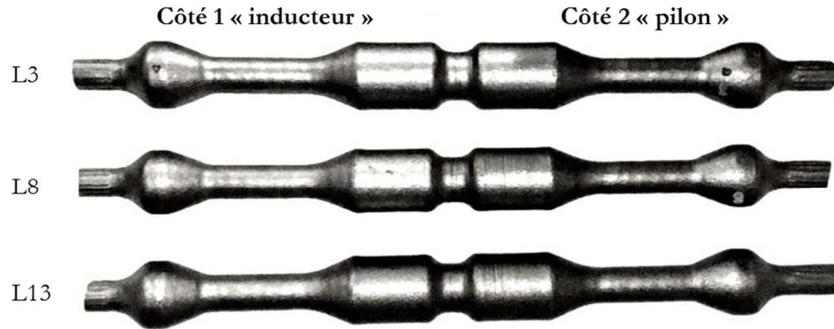


Figure 4-86 – Pièces laminées issues des essais expérimentaux avec des lopins de longueurs différentes

En comparant la géométrie de trois pièces résultantes des tailles de lopin identiques (voir Figure 4-87a) on peut constater que les répartitions de longueur de tenue présentent des dispersions. Par exemple du côté « inducteur », on observe des variations de longueur allant jusqu'à 10mm et du côté « pilon » des variations de longueur d'environ 7mm. Il ne faut pas oublier que la tulipe à l'extrémité varie également d'une pièce à l'autre. D'un autre côté, cette dissymétrie des tenues ne semble pas affecter les couples de laminage atteints comme on peut le constater dans la Figure 4-87b.

Lopins de longueur identique L=251mm

(a) Comparaison de la géométrie des pièces



(b) Comparaison des couples de laminage

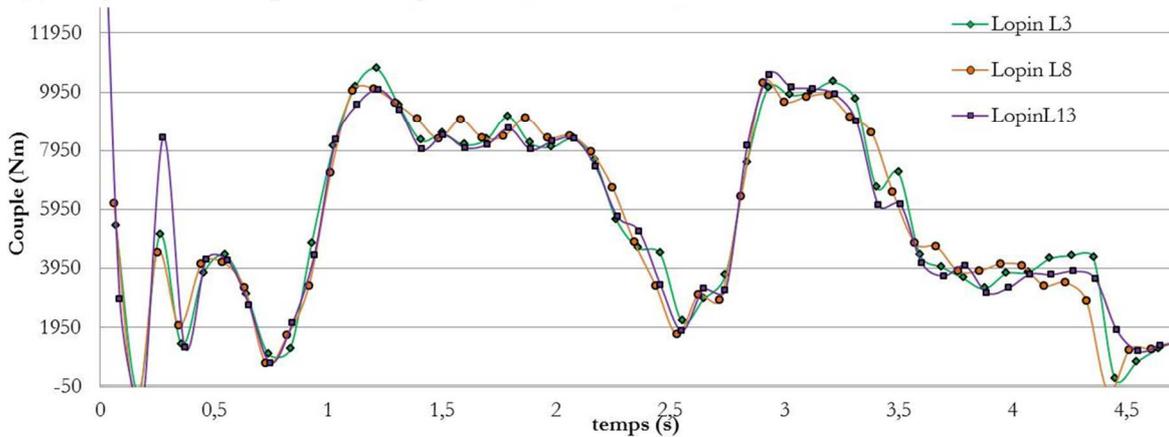


Figure 4-87 – Pièces laminées issues des essais avec des lopins identiques et courbes de laminage mesurés

Pour synthétiser, les analyses ont mis en évidence l'impact de la taille du lopin sur la formation des tenues, notamment au travers des couples de laminage. Le couple atteint lors de la formation de la tenue et sa durée augmente avec la taille du lopin. Le lopin peut se mettre de travers dû à un phénomène de glissement au moment de l'engagement en rotation. Ceci pourrait expliquer les variations des longueurs des tenues observées. Ce phénomène peut être dissymétrique et présente des dispersions, ce qui expliquerait les variations des longueurs des tenues pour des lopins identiques.

#### 4.7.4 Conclusions

L'impact de l'usure sur les pièces laminées et sur la stabilité du procédé a été analysé. Une première analyse a été réalisée par un suivi de la qualité de la géométrie des pièces laminées pendant une durée de vie d'outillage. Une deuxième analyse a été effectuée à l'aide de la simulation numérique par la mise en place de deux simulations avec les scans 3D des outillages neufs et usés.

Le suivi des pièces laminées ont mis en évidence que l'évolution des défauts de rectitude et de conicité ne présente pas une dérive nette. Ces défauts semblent toutefois être corrigés lors d'interventions sur le laminoir en cours de production. Evaluer son évolution reste donc limitée.

Les simulations numériques avec les scans 3D des outillages usés montrent des instabilités se produisant pendant le laminage de la tenue et une diminution du phénomène de conicité, ces défauts étant dépendants. La conicité étant plus faible, la quantité de matière pour former la tenue est également plus faible. L'usure a un impact sur les rayons, l'angle de formage et le taux de réduction, produit une conicité plus faible qui à son tour se répercute sur la formation de la tenue au travers de la répartition de matière. Comparer les résultats numériques aux observations industrielles est délicat dans la mesure où les deux paramètres, loi de frottement et entrefer, sont identiques pour les deux simulations ; alors que dans la réalité ils évoluent avec l'usure, l'entrefer étant ajusté plusieurs fois par les opérateurs.

Les défauts de marquage de l'usure sur la pièce laminée apparaissent progressivement lors du suivi des pièces. Ces défauts sont visibles quand l'usure de l'outillage a atteint toute la longueur de l'outillage et ne sont plus corrigés dans la phase de calibrage. La simulation avec le scan de l'outillage usé reproduit ce phénomène.

Pour mieux comprendre l'impact de la quantité de matière restant pour former la tenue, des essais expérimentaux avec des lopins de différentes longueurs ont été réalisés. Les géométries des pièces laminées issues des essais et la mesure des couples de laminage ont été analysés. En comparant les couples de laminage des lopins des différentes longueurs, on a constaté que le couple de laminage atteint lors de la formation de la tenue et sa durée augmentent avec la longueur du lopin. En comparant les géométries des pièces laminées, on a constaté que la variation de la longueur de la tenue n'est pas toujours du côté attendu. Un phénomène de glissement se produit lors de l'engagement en rotation du lopin en se mettant de travers. Il est redressé quand les coins centraux (supérieur et inférieur) pénètrent dans la matière. En comparant les géométries des pièces laminées issues des lopins des longueurs identiques, on a constaté que les longueurs de tenue présentent des dispersions. Enfin, en comparant les couples de laminage des lopins de longueurs identiques, on a constaté que la dissymétrie des tenues n'affecte pas le couple de laminage atteint.

## 4.8 Conclusions et Perspectives

Une étude pour identifier et caractériser l'usure des outillages, et pour évaluer son impact sur la qualité des pièces et la stabilité du procédé a été réalisée. Une comparaison entre la géométrie initiale et la géométrie finale de l'outillage a permis d'identifier les modifications géométriques de l'outillage dues à l'usure. Une caractérisation de ces zones d'usure a été ensuite faite par des observations métallographiques et des mesures de dureté. La simulation numérique a été utilisée pour premièrement évaluer l'impact de l'usure des outillages sur la pièce laminée et sur la bielle forgée puis deuxièmement pour obtenir les sollicitations de surface et quantifier les paramètres associés à la sollicitation. Enfin, un suivi de l'évolution progressive de l'usure des outillages a été réalisé au travers de la mesure des pièces laminées au long du cycle de vie.

L'usure a été observée notamment dans les phases de fin de pénétration et d'étirement des coins des corps de bielle et des tenues. L'usure s'étend tout le long de l'outillage jusqu'à la fin de la zone de calibrage, les lieux les plus affectées étant les facettes actives et la partie supérieure du coin, et les facettes intérieures.

Les analyses en simulation montrent l'impact du phénomène de recouvrement sur l'apparition de l'usure quand les zones du coin entrent en contact avec les formes pré-déformées par le coin opposé. Notamment, les stries réalisées sur les flancs des coins s'impriment sur le lopin en surépaisseur. Le lieu sur le coin opposé où ces surépaisseurs sont redéformées sont les lieux où le maximum d'usure est constaté sur les outillages et en simulation. Au moment où l'usure atteint toute la longueur de l'outillage par un effet de propagation, des défauts de marquage sont visibles sur les pièces laminées car ils ne sont plus corrigés dans la phase de calibrage.

Les analyses réalisées montrent que le mode d'endommagement principal est l'usure abrasive. De manière globale la couche nitrurée a été enlevée dans ces zones d'usure, la profondeur atteinte étant plus importante que l'épaisseur de la couche de diffusion. Les mesures de dureté permettent de faire le constat qu'il n'y a pas eu une décarburation dans les zones ayant perdu la nitruration car les duretés relevées sont de l'ordre de grandeurs de la dureté du matériau martensitique à cœur. Il semblerait que la montée et le maintien en température sont brefs et localisés ne provoquant pas d'adoucissement de l'acier.

Le suivi des pièces laminées a mis en évidence qu'il n'y a pas une évolution nette des défauts de conicité ou de rectitude. Les interventions réalisées par les opérateurs semblent les corriger. En simulation, le défaut de conicité semble diminuer avec l'usure des outillages. Les conséquences de l'usure se répercutent sur des rayons de raccordement plus importants, et des angles de formage et un taux de réduction plus faibles. Ceci diminue le phénomène de conicité dans le corps de bielle, la quantité de matière pour former la tenue étant plus faible.

Le principe du procédé demande un frottement important pour engager le lopin en rotation et éviter son glissement. Aujourd'hui, ceci est acquis par la réalisation de stries d'engagement et une opération de sablage de la surface. Toutefois, les analyses réalisées ont mis en évidence l'antagonisme entre cette fonction rédhitoire et la résistance de l'outillage à l'usure. Une étude peut être conduite pour chercher une solution représentant un compromis entre les conditions de frottement nécessaires pour engager le lopin et la résistance à l'usure.

Une simulation avec des outillages déformables peut être réalisée afin de quantifier les sollicitations thermomécaniques en surface de l'outillage. Pour réduire le temps de calcul, la simulation peut être limitée à une partie du laminage (la pénétration et l'étirement) du corps de bielle ainsi qu'à une partie de l'outillage (les facettes actives du coin d'un seul outillage, supérieur ou inférieur).

## 4.9 Bibliographie

- [1] AZOMaterials, “H11 Tool Steel - Chromium Hot Work Steels,” 2013. .
- [2] R. Carnes and G. Maddock, “Tool Steel Selection,” *Adv. Mater. Process.*, vol. 1, pp. 37–40, 2004.
- [3] O. Barrau, “Etude du frottement et de l’usure d’acier à outils à travail à chaud,” Institut National Polytechnique de Toulouse, 2004.
- [4] R. Lévêque, “Données numériques sur les aciers inoxydables,” *Tech. l’Ingenieur*, vol. 1, pp. 1–47, 1979.
- [5] C. Daffos, “Endommagement des outillages de forgeage traités par nitruration: Etude et modélisation,” Institut national des sciences appliquées de Toulouse, 2004.
- [6] S. Polat, S. . Atapek, E. Türedi, and G. Aktas, “Wear behaviour of heat treated hot work tool steels under dry sliding conditions,” *Mater. Test.*, vol. 55, no. 3, pp. 163–167, 2013.
- [7] D. Ghiglione, C. Leroux, and C. Tournier, “Nitruration, nitrocarburation et dérivés,” *Tech. l’Ingenieur*, vol. V1, 1996.
- [8] L. Marot, “Développement d’un nouveau système d’implantation ionique en immersion plasma et analyses des processus de nitruration,” Université de Poitiers, 2001.
- [9] S. Jegou, “Influence des éléments d’alliage sur la genèse des contraintes résiduelles d’aciers nitrurés,” Ecole Nationale Supérieur d’Arts et Métiers, 2009.
- [10] B. Wang, X. Zhao, W. Li, M. Qin, and J. Gu, “Effect of nitrided-layer microstructure control on wear behaviour of AISI H13 hot work die steel,” *Appl. Surf. Sci.*, pp. 3–7, 2017.
- [11] M. Wang, D. Xiang, C. Xiao, J. Zhou, and Z. Jia, “Influence of cooling condition of tools on central deformation of workpiece and tool wear in cross wedge rolling,” *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, vol. 59, no. 5–8, pp. 473–482, 2012.
- [12] ASM, “Metallography and Microstructure of Case-Hardening Steel,” *ASM Handb.*, vol. 9, pp. 627–643, 2004.
- [13] S. Mridha and D. H. Jack, “Etching techniques for nitrided irons and steels,” *Metallography*, vol. 15, no. 2, pp. 163–175, 1982.
- [14] J. Zhou, C. Xiao, Y. Yu, and Z. Jia, “Influence of tool parameters on tool wear in two-roll cross-wedge rolling,” *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, vol. 65, no. 5–8, pp. 745–753, 2013.
- [15] H. Huang, X. Chen, B. Fan, Y. Jin, and X. Shu, “Initial billet temperature influence and location

- investigation on tool wear in cross wedge rolling,” *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, vol. 79, no. 9–12, pp. 1545–1556, 2015.
- [16] M. Pillet, *Six Sigma comment l’appliquer*, 2nd ed. 2013.
- [17] Q. Li, M. R. Lovell, W. Slaughter, and K. Tagavi, “Investigation of the morphology of internal defects in cross wedge rolling,” *J. Mater. Process. Tech.*, vol. 126, pp. 248–257, 2002.

## 5 Conclusions et perspectives

### 5.1 Contexte

Aujourd'hui, la réactivité industrielle, l'adaptation et l'agilité sont des enjeux primordiaux des entreprises pour pouvoir répondre au contexte économique et environnemental global actuel. Le développement des nouvelles technologies et l'amélioration des procédés sont des axes stratégiques pour répondre aux nouveaux défis.

Dans ce contexte, l'entreprise Ateliers des Janves (ADJ), fabricant autonome de bielles en France et le fournisseur des principaux constructeurs automobiles, a introduit le procédé de laminage transversal dans son processus de fabrication de bielles, son rôle étant d'obtenir la préforme avant l'estampage. Le principe du laminage transversal consiste à déformer plastiquement un lopin cylindrique entre deux outillages identiques comportant des coins de mise en forme lesquels pénètrent progressivement dans la matière formant des zones de réduction de diamètre. En comparaison avec le laminage à retour, il permet d'atteindre de meilleures mises au mille et de réduire les temps de cycle.

Dans le cadre d'une thèse CIFRE, le laboratoire LCFC de l'Ecole Nationale Supérieure d'Arts et Métiers de Metz et l'entreprise ADJ ont mené ces travaux de recherche visant à améliorer le processus d'industrialisation du laminage transversal par une réduction des temps de développement des outillages et par l'allongement de leur durée de vie.

### 5.2 Approche suivie

Ces travaux s'appuient sur trois axes principaux :

1. L'amélioration et la formalisation de la méthodologie de conception d'outillages afin de capitaliser le savoir-faire des concepteurs, tenir compte des incohérences des règles de conception existantes et réduire les méthodes essai-erreur.
2. L'identification et la caractérisation des phénomènes défauts se produisant à un grand nombre de cycles et provoquant l'arrêt de l'outillage afin de formaliser le cycle de vie des outillages et d'évaluer l'impact de l'usure des outillages sur la qualité des pièces laminées et la stabilité du procédé.
3. Les deux premiers axes s'appuient en partie sur la simulation numérique par méthode éléments finis du procédé. L'évaluation du potentiel prédictif et de la robustesse de la simulation numérique du laminage transversal a été menée avec deux objectifs : premièrement, valider un outillage en étant capable de prédire l'apparition des défauts typiques du laminage transversal et deuxièmement, caractériser les sollicitations thermomécaniques en surface des outillages pour prédire les zones et les modes d'usure.

### 5.3 Contributions

Ces travaux de thèse ont contribué à caractériser la sensibilité de la simulation numérique du procédé vis-à-vis des paramètres numériques et du procédé. L'étude a permis de mettre en évidence d'une part la sensibilité du procédé au frottement en particulier lors de la formation de la réduction de la tenue et d'autre part, la sensibilité du procédé à l'effet de recouvrement quand le coin rencontre les formes pré-déformées par le coin opposé.

Le modèle numérique mis en place a été calé et validé par une comparaison des couples de laminage simulés et mesurés sur la ligne de production. Cette étude a permis de mettre en évidence l'impact de la formation de la réduction de la tenue sur la stabilité du cycle de laminage. Toute variation se produisant avant (formation de la réduction centrale et du corps de bielle) aura potentiellement un impact sur la stabilité de la formation de la réduction de la tenue, notamment par son effet sur la quantité de matière restante pour la former.

Les écarts les plus importants dans la courbe du couple moteur sont au niveau de la formation de la tenue. L'étude paramétrique a permis de mettre en évidence l'impact des paramètres numériques et du procédé sur la géométrie du laminé et les couples. Toutefois, il n'a pas permis d'identifier un paramètre à l'origine de cet écart.

Lors de ces travaux de recherche des améliorations ont été apportées à la méthodologie d'aide à la décision COLT pour la conception d'outillages, développée précédemment au laboratoire LCFC [1]. Une première amélioration concernant la mise en place d'un diagramme de décisions pour définir la configuration de l'outillage avec plusieurs coins. Une deuxième amélioration concernant l'intégration des indices de confiance permettant de prendre en compte les incohérences et le manque d'information concernant la robustesse des règles de conception de la littérature, et de diagnostiquer les défauts potentiels associés aux paramètres géométriques de l'outillage.

Intégrer la méthodologie de conception COLT au processus de développement des nouveaux outillages permet de formaliser et capitaliser le savoir-faire des concepteurs par le retour d'expérience et l'intégration de nouvelles règles. Ainsi, COLT permet au concepteur d'accélérer le processus d'optimisation de choix de paramètres en le guidant de façon logique et séquentielle, l'association de COLT avec la simulation numérique étant nécessaire pour évaluer la géométrie d'outillage résultante et identifier de façon rationnelles les modifications à apporter.

Ces travaux de recherche ont contribué à la compréhension et la caractérisation de l'usure des outillages et son impact sur les pièces laminées et la stabilité du procédé. L'usure se caractérise par une modification de la géométrie de l'outillage et son état de surface, ce dernier jouant un rôle majeur dans l'engagement de la matière lors de la mise en forme. Les zones d'usure étant principalement localisées sur les facettes extérieures du coin des zones de pénétration et d'étirement. Une perte de matière importante est également

observée dans les facettes internes du coin depuis l'étirement jusqu'à la zone de calibrage. Enfin, on constate une baisse de hauteur des coins principalement dans la zone d'étirement.

Le phénomène de recouvrement semble jouer un rôle majeur sur l'apparition de l'usure quand les zones du coin entrent en contact avec les formes pré-déformées par le coin opposé. Notamment, les stries réalisées sur les flancs des coins s'impriment sur le lopin en surépaisseur. Le lieu sur le coin opposé où ces surépaisseurs sont redéformées sont les lieux où le maximum d'usure est constaté sur les outillages et en simulation. Les analyses ont également mis en évidence un effet de propagation de l'usure. Celle-ci semble commencer à la fin de la zone de pénétration et au début de l'étirement du coin. Elle se propage ensuite sur toute la longueur de l'outillage jusqu'à la fin de la zone de calibrage. Il semble que l'apparition de l'usure va déterminer sa propre propagation sur tout l'outillage.

Les analyses réalisées tendent à montrer que le mode d'endommagement principal est l'usure abrasive. De manière globale la couche nitrurée a été enlevée dans ces zones d'usure, la profondeur atteinte étant plus importante que l'épaisseur de la couche de diffusion. Les mesures de dureté permettent de faire le constat qu'il n'y a pas eu une décarburation dans les zones ayant perdu la nitruration car les duretés relevées sont de l'ordre de grandeurs de la dureté du matériau martensitique à cœur. Il semblerait que la montée et le maintien en température est bref et localisée ne provoquant pas d'adoucissement de l'acier.

De façon générale, on note un antagonisme entre les deux fonctions de la surface des outils qui sont d'engager le lopin en rotation (éviter le glissement) et de résister à l'usure. La première fonction, rédhibitoire, nécessite la réalisation de stries d'engagement et le sablage de la surface, ces deux opérations nuisant à la résistance de l'outillage à l'usure.

## 5.4 Limitations rencontrées

L'étude numérique a mis en évidence (confirmé) la sensibilité du procédé au frottement. Le modèle numérique est limité pour représenter les conditions de frottement réelles. En conditions industrielles les conditions de frottement ne sont pas uniformes sur toute la surface de l'outillage et évoluent au fur et à mesure du cycle de vie de l'outillage, cette évolution étant elle-même non uniforme. En simulation une loi de frottement uniforme, constante et isotrope a été utilisée. Cependant il a été choisi de modéliser géométriquement des stries d'engagement pour tenir compte du caractère anisotrope qu'il confère à la surface.

D'un autre côté, la confrontation simulation-expérimentation a été limitée par les contraintes de l'installation industrielle. Les mesures sur la ligne de production ont été optimisées de façon à limiter les temps d'arrêt de production. De même, la nature des investigations in-situ a également été fortement contrainte. Par exemple, il n'était envisageable de pouvoir scanner les outillages en milieu de vie, ceci aurait nécessité un démontage des rouleaux incompatible avec les impératifs de productivité.

Le coût d'un outillage et les impératifs de production ont limité les possibilités de validation expérimentale de l'outil d'aide à la Conception des Outillages de Laminage Transversal (COLT). Toutefois, deux outillages connus et utilisés en production (ADJ et CHEMNITZ) ont permis une première évaluation de la cohérence relative entre le diagnostic fait par COLT, les résultats issus de la simulation numérique et les observations industrielles.

Concernant les phénomènes d'instabilité se produisant à long terme, des limitations ont été rencontrées à deux niveaux. D'une part, il n'a pas été possible d'étudier l'évolution de l'usure de l'outillage entre sa mise en œuvre (NEUF) et l'apparition des premières traces de l'usure sur les pièces laminées. La trace de l'usure sur les pièces laminées n'est visible que quand celle-ci s'est étendue sur toute la longueur de l'outillage (sur toute la zone de calibrage). D'autre part, sur la ligne de production, des mesures correctives sont apportées (interventions) au cours de la production pour pallier à certains défauts sur la bielle ou corriger des problèmes de transfert (robotisé). Les impératifs de productivité font qu'il est difficile d'obtenir les raisons de ces interventions et les effets qu'elles ont eus sur la pièce laminée et sur le processus en général.

## 5.5 Perspectives

L'étude numérique a mise en évidence la sensibilité de la stabilité du procédé à la formation de la tenue. Les écarts les plus importants entre les couples moteurs mesurés et simulés ont été obtenus au niveau de la formation de la tenue. Néanmoins, la formation de la tenue dépend fortement des conditions de frottement et des instabilités précédentes dans le cycle de laminage. Une étude paramétrique peut être envisagée se concentrant uniquement sur la formation de la tenue, d'une part pour mieux ajuster le coefficient de frottement et d'autre part, pour identifier les phénomènes ayant une influence significative sur la stabilité de sa formation. Cette étude pourrait faire l'objet d'expérimentation hors ligne de production par exemple sur le banc d'essai du laboratoire LCFC.

Concernant la méthodologie COLT, plusieurs perspectives ont été identifiées. La première concerne l'intégration et le traitement des sections intermédiaires dans les zones de pénétration et d'étirement. Des critères peuvent être établis pour guider l'utilisateur quant au choix d'intégrer ou pas des sections intermédiaires et au choix de sa position dans la zone de fonctionnement.

Une autre perspective est envisagée concernant les règles de conception du coin des tenues. Cette partie s'appuierait sur l'étude expérimentale et numérique évoquée ci-dessus.

Ensuite, le dimensionnement des rayons de raccordement n'est pas abordé dans la version actuelle de COLT alors que ces derniers jouent un rôle important sur la stabilité du procédé dans la définition du laminé (optimisation de la mise au mille). L'établissement de règle de dimensionnement de ces rayons devront faire l'objet d'étude en s'appuyant également sur une approche simulation-essai.

De même que pour les rayons de raccordement, COLT n'intègre pas les zones de dégagement sur le dessus des coins dans leur zone de calibrage pour éviter les phénomènes de torsion.

Une deuxième perspective concerne la hiérarchisation des règles. Actuellement, COLT donne des indices de confiances associés aux défauts potentiels. Tous les défauts sont traités avec des poids identiques. Toutefois, certains sont plus acceptables ou peuvent être corrigés plus facilement que d'autres.

Pour quantifier les sollicitations thermomécaniques en surface de l'outillage, il peut être envisagé de simuler le laminage avec des outils déformables. Pour réduire les temps de calcul, on peut limiter la simulation à la pénétration et l'étirement du corps de bielle tout en ne rendant déformable qu'une partie de l'outillage (uniquement les parties actives de l'outillage supérieur par exemple). On espère avoir ainsi un ordre de grandeur de la température maximale de surface atteinte et de la pénétration thermique.

Maintenant que les modes d'usure sont identifiés, le travail consisterait à trouver une solution représentant un compromis entre la nécessité d'engager le lopin en rotation et la résistance à l'usure de l'outillage. Une autre voie serait d'intégrer dans la conception de l'outillage son évolution du fait de l'usure pour assurer un maintien dans le domaine de fonctionnement le plus longtemps possible.

## **Contribution à l'amélioration du processus d'industrialisation du laminage transversal**

### **RESUME :**

Le laminage transversal est un procédé de mise en forme où un lopin cylindrique est déformé plastiquement en une pièce axisymétrique comportant des réductions de diamètre. Dans le processus de fabrication de bielles, le procédé est utilisé pour l'opération de répartition avant les opérations d'estampage. Par rapport au procédé de laminage à retour, il permet d'atteindre de meilleures mises au mille et de réduire les temps de cycle. L'industrialisation de ce procédé se heurte toutefois à des difficultés liées pour l'essentiel à la conception des outillages.

Ces travaux de thèse visent à améliorer le processus d'industrialisation du laminage transversal par une réduction des temps de développement des outillages et par l'allongement de leur durée de vie. Pour cela, deux axes ont été identifiés. D'une part l'amélioration et la formalisation de la méthodologie de conception des outillages et d'autre part, l'identification et la caractérisation des phénomènes défauts se produisant à grand nombre de cycle et provoquant l'arrêt de l'outillage. Ces travaux de thèse s'orientent au tour de trois axes majeurs. Premièrement, l'évaluation du potentiel prédictif de la simulation numérique du laminage transversal et sa robustesse vis-à-vis des paramètres numériques et du procédé. Deuxièmement, la mise en place d'un processus de conception d'outillage comportant d'un côté une méthodologie de conception permettant de définir les paramètres de l'outillage en s'appuyant d'un autre côté sur la simulation numérique du procédé. Troisièmement, l'identification et la caractérisation des zones d'usure et ses effets sur la pièce laminée.

**Mots clés :** Laminage transversal, industrialisation, méthodologie de conception, simulation numérique MEF, usure des outillages.

## **A contribution to the industrialization of the cross wedge rolling process**

### **ABSTRACT :**

Cross wedge rolling (CWR) is a metal forming process used in the automotive industry. One of its applications is in the manufacturing process of connecting rods. CWR transforms a cylindrical billet into a complex axisymmetrical shape with an accurate distribution of material. This preform is forged into shape in a forging die. CWR industrialization has still some limitations, mainly the designing of the tools. This thesis work seeks to improve CWR industrialization by reducing the time needed for the design of the tools and by increasing CWR tool lifecycle. In order to achieve these goals, two main axes are identified: improving the tool design procedure and identifying the physical phenomenon affecting the stability of the process, mainly tool wear.

This research work is based upon three main topics. First, evaluating of the predictability of the numerical simulation of the CWR process and its robustness towards the numerical parameters of the model and the process parameters. Second, implementing a design methodology that allows the designer to choose the geometrical parameters of the wedge and evaluating the resultant geometry of the tool through the numerical simulations. And third, identifying the wear zones of the tool and the factors leading to its development.

**Keywords :** cross wedge rolling (CWR), industrialization, design methodology, numerical simulation FEM, tool wear.