HAL
open science

Stratégie de modélisation de la séquence cisaillage-laminage en mise en forme à froid des aciers

Cédric Hubert

To cite this version:

Cédric Hubert. Stratégie de modélisation de la séquence cisaillage-laminage en mise en forme à froid des aciers. Sciences de l'ingénieur [physics]. Université de Valenciennes et du Hainaut-Cambrésis, 2010. Français. NNT : 2010VALE0025 . tel-03004883

HAL Id: tel-03004883

https://uphf.hal.science/tel-03004883

Submitted on 13 Nov 2020

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.

2010 VALE 0025

N° d'ordre : 10-31

Thèse de Doctorat

de l'Université de Valenciennes et du Hainaut-Cambrésis,
École Doctorale Science Pour l'Ingénieur, Lille Nord-de-France

présentée par

Cédric HUBERT

en vue de l'obtention du grade de Docteur en Sciences et Technologies, mention Mécanique

Stratégie de modélisation de la séquence cisaillage-laminage en mise en forme à froid des aciers

soutenue le 17 Septembre 2010, devant le jury composé de

Rapporteurs

M. El Mansori	Professeur, École Nationale Supérieure d'Arts et Métiers de Châlons-en-Champagne, LMPF EA 4106
P. Montmitonnet	Directeur de recherches CNRS, École des Mines de Paris, CEMEF UMR CNRS 7635

Examinateurs

P. Picart	Professeur, Université de Franche-Comté, FEMTO-ST UMR CNRS 6174
E. Vidal-Sallé	Maître de Conférences HDR, Institut National des Sciences Appliquées de Lyon, LaMCoS UMR CNRS 5259
L. Dubar	Professeur, Université de Valenciennes et du Hainaut-Cambrésis, TEMPO EA 4542, directeur de thèse
M. Dubar	Professeur, Université de Valenciennes et du Hainaut-Cambrésis, TEMPO EA 4542
A. Dubois	Professeur, Université de Valenciennes et du Hainaut-Cambrésis, TEMPO EA 4542

Invités

L. Viellard	Responsable du service Développement Industriel, Tata Steel, Myriad

Remerciements

Ces travaux de thèse ont été effectués dans le cadre d'une Convention Industrielle de Formation par la REcherche, passée entre l'Équipe d'Accueil TEMPo (Thermique, Écoulement, Mécanique, Matériaux, Mise en Forme et Production) de l'Université de Valenciennes et du Hainaut-Cambrésis, et la société Myriad, filiale du groupe international Tata Steel. J'adresse mes plus sincères remerciements à mes responsables industriel et scientifique, Dr Laurence Viellard, responsable du service Développement Industriel de Myriad, et Pr Laurent Dubar, mon directeur de thèse. La confiance et surtout l'autonomie qu'il m'ont laissé m'ont permis de venir à bout de cette thèse dans des conditions particulièrement agréables. J'adresse également mes plus vifs remerciements aux Professeurs Mirentxu Dubar et André Dubois, qui ont également eu un rôle primordial dans la réussite de ces travaux.

Je remercie également le Pr El Mansori et le Pr Montmitonnet pour l'honneur qu'ils m'ont fait de juger mon travail, le Dr Vidal-Sallé d'avoir pris part à mon jury et le Pr Picart de l'avoir présidé.

Les « remerciements » se limitant généralement à une page, il me paraît difficile de citer toutes les personnes avec lesquelles j'ai partagé des discussions plus ou moins scientifiques ou simplement de bons moments. Certaines personnes ont néanmoins fortement contribué à ces travaux de thèse. En ce sens, je souhaite remercier en premier lieu M. David Morin et M. Frédéric Robache, pour leur recul et les nombreuses idées échangées durant autant de pauses. Je remercie également Pr Franck Lauro, et Bruno Bennani, Dr, pour le temps passé autour des phénomènes d'endommagement ductile. J'adresse toute ma sympathie à messieurs Julien Halgrin, Romain Balieu, Julien Brocail, Damien Meresse, Fabrice Epée, Olivier Mayeur et Madame Audrey Hault-Dubrulle, qui ont particulièrement contribué à l'ambiance de travail. Sans oublier les membres du service Développement Industriel de Myriad, avec qui j'ai collaboré ou simplement passé de bons moments.
La liste des personnes à citer pourrait encore s'allonger, mais bon que voulez-vous, je souhaite m'en tenir à une seule page et l'on ne fait pas toujours comme on veut.

Enfin, après cet axiome de philosophie de comptoir, j'exprime à travers ces mots toute ma reconnaissance à mes parents qui, en me refusant le choix d'un BEP de mécanique après mon Brevet des Collèges, m'ont permis d'en arriver là.

À toutes et à tous, Merci.

[...] *when you go to war, you have to be ready to live off small triumphs like this.*
While you wait for the big one.
Hugh Laurie, *The Gun Seller*, 1996.

À mes parents.

Table des matières

Remerciements iii

Table des matières ix

Table des figures xiii

Liste des tableaux xix

Liste des symboles xxi

Introduction générale 1

1 Les dents de scie : un défaut insidieux 7
- 1.1 Introduction 8
- 1.2 Aspect et géométrie des dents de scie 8
- 1.3 La cisaille de rives 14
  - 1.3.1 Positionnement de la cisaille dans le cycle de fabrication . . . 14
  - 1.3.2 Paramètres et cinématique 15
  - 1.3.3 Mécanismes de découpe des tôles 17
- 1.4 Influence du cisaillage de rives sur l'état du matériau 19
  - 1.4.1 Influence du maintien de la chute de rive pendant la découpe . 19
  - 1.4.2 Influence du réglage de l'entrefer 20
  - 1.4.3 Influence de l'usure des lames 22
  - 1.4.4 Synthèse 26
- 1.5 Le laminoir 26
  - 1.5.1 Présentation du laminoir Sendzimir 27
  - 1.5.2 L'emprise : conditions de contact et effets sur la tôle 28
  - 1.5.3 Influence du glissement en avant sur l'emprise 29
- 1.6 Conclusions 30

2 Initiation du défaut sur banc d'essais expérimental 33
- 2.1 Introduction 34
- 2.2 L'Upsetting Rolling Test 34
  - 2.2.1 Présentation du banc d'essais 35
  - 2.2.2 Conduite de l'URT et lubrification du contact 36
  - 2.2.3 Déroulement d'un essai sur l'URT 37

2.3 L'URT au service de l'étude des défauts de rive 39
2.3.1 Préparation des éprouvettes 39
2.3.2 Détermination des paramètres de contact 40
2.3.3 Reproduction du glissement en avant et du taux de réduction 46
2.3.4 Essais URT sur les éprouvettes cisaillées (ST) 49
2.3.5 Essais URT sur les éprouvettes cisaillées et recuites (TH) . . . 58
2.4 Conclusions 64

3 Modélisation et identification du comportement de l'acier 67
3.1 Introduction 68
3.2 Modélisation du comportement de l'acier 68
3.2.1 Comportement élastoplastique 69
3.2.2 Couplage de l'élastoplasticité à l'endommagement 71
3.2.3 Variation de volume due à la croissance de cavités 76
3.2.4 Modélisation de la rupture 81
3.2.5 Synthèse 84
3.3 Identification des paramètres matériaux 85
3.3.1 Identification globale des paramètres 87
3.3.2 Validation locale et calibration des critères de rupture 90
3.4 Conclusions 96

4 Stratégie de modélisation de la séquence expérimentale 99
4.1 Introduction 100
4.2 Cisaillage de rives 100
4.2.1 Modèle de cisaillage de rives 101
4.2.2 Évaluation des critères de rupture 104
4.2.3 Synthèse 110
4.3 Transition modèle de cisaillage-modèle d'éprouvette URT 110
4.3.1 Problématique 110
4.3.2 Passage d'un modèle 2D à un modèle 3D 110
4.3.3 Conditions aux limites 111
4.4 Reproduction de la séquence expérimentale – compréhension des mécanismes mis en jeu 114
4.4.1 Validation du modèle d'éprouvettes URT 114
4.4.2 Influence du glissement en avant 117
4.4.3 Synthèse 122
4.5 Paramètres influençant l'apparition de dents de scie 122
4.5.1 Influence de l'entrefer sur l'écrouissage 123
4.5.2 Influence du diamètre du cylindre de travail sur l'état des rives déformées 125
4.6 Discussion 129
4.7 Conclusions 131

Conclusion générale 135

A La stéréo-corrélation d'images **143**
A.1 But et principe général 143
A.2 Préparation des échantillons et acquisition des images 144
A.3 Post-traitement des images 144

B Algorithme de Levenberg-Marquardt **147**
B.1 Présentation 147
B.2 Formulation 147

Bibliographie **151**

Rapport de soutenance de Thèse **157**

Attestation de réussite au Doctorat **159**

Table des figures

1 Étapes de fabrication de bobines pré-laquées/revêtues chez Myriad. . 2

1.1 Schématisation d'une bande d'acier déroulée et localisation des rives. 8
1.2 Illustrations du défaut de dents de scie en rive. 9
1.3 Vues en coupe d'une dent de scie. 9
1.4 Niveaux d'acceptabilité des dents de scie. 11
1.5 Mesures effectuées sur les dents de scie. . . . . : 11
1.6 Valeurs des indicateurs selon le niveau de dents de scie. 12
1.7 Coupes de dents de scie attaquées chimiquement. 14
1.8 Schéma de la ligne de décapage de Myriad. 15
1.9 Différentes vues de la cisaille de rives. 16
1.10 Illustration du procédé de cisaillage des rives et des paramètres de coupe. 17
1.11 Schéma cinématique simplifié d'une tête de cisaille. 17
1.12 Principales caractéristiques géométriques d'une rive cisaillée et micrographies au MEB des surfaces cisaillée (B) et arrachée (C). 18
1.13 Les trois principales étapes du cisaillage de rives. 19
1.14 Positionnement du galet de maintien et influence sur l'écrouissage de la rive. 20
1.15 Conformité des rives après laminage en fonction du rapport entrefer/épaisseur. 21
1.16 Mesures du profil de l'arête tranchante d'une lame inférieure en fin de vie. 23
1.17 Schématisation de l'effet de l'usure de la lame inférieure sur l'entrefer et le croisement des lames. 23
1.18 Protocole de prélèvement d'échantillons suivant le niveau de vie des lames. 24
1.19 Profils de rives cisaillées avec : a – lames neuves ; b – lames en milieu de vie ; c – lames en fin de vie. 24
1.20 Mesures des principales caractéristiques géométriques des rives cisaillées. 24
1.21 Mesures de microdureté suivant le profil des rives prélevées. 25
1.22 Vue schématique de la cage du laminoir Sendzimir de Myriad et de l'emprise. 27
1.23 Schématisation de la théorie de la concentration dynamique. 28

1.24 Illustration de l'emprise et des zones de contact bande/cylindre. . . . 29

2.1 Banc d'essais monté sur la machine de traction, et vue schématique. . 35
2.2 Schématisation de l'emprise de l'URT et des paramètres mis en jeu. . 36
2.3 Évolution des efforts normal et tangentiel et du glissement en avant durant un essai sur l'URT. 38
2.4 Vue de dessus d'une éprouvette utilisée sur l'URT. 39
2.5 Lieu de prélèvement des éprouvettes URT pour les campagnes d'essai. 39
2.6 Procédé de cisaillage des rives et paramètres de coupe. 40
2.7 Schématisation du modèle éléments finis pour l'étude de sensibilité des efforts tangentiels au coefficient de frottement μ_1 et au glissement en avant G_{av}. 41
2.8 Influence du coefficient de frottement bande/cylindre sur l'effort tangentiel en fonction du glissement en avant. 42
2.9 Vue détaillée de l'emprise de l'URT et comportement des pression et cission de contact en fonction du glissement en avant. 43
2.10 Protocole d'essais URT pour les deux campagnes d'essais. 46
2.11 Topographie de la surface en contact avec le cylindre sur une éprouvette avant déformation et après la seconde passe de déformation. . . 47
2.12 Topographie initiale d'une rive cisaillée (résolution 2.2μm). 49
2.13 Interprétation des isovaleurs plateaux-vallées sur les mesures au rugosimètre 3D interférométrique. 50
2.14 Observation de la rive des éprouvettes URT au microscope optique après la première passe (éprouvettes ST). 51
2.15 Topographie d'une fissure en fin de première passe de déformation avec $G^*_{av} = 2\%$ (éprouvette ST). 51
2.16 Topographie d'une rive après la seconde passe de déformation avec $G^*_{av} = 2\%$ (éprouvette ST). 53
2.17 Observations au MEB des rives après la seconde passe de déformation (éprouvettes ST). 53
2.18 Éprouvettes URT vues de dessus [1] après la seconde passe de déformation. 54
2.19 Illustration d'un cas de manque d'informations sur le profil. 55
2.20 Préparation des échantillons pour l'observation de la transition des zones cisaillée et arrachée. 56
2.21 Observations au MEB de la ligne de transition entre les zones cisaillée et arrachée (éprouvettes ST). 56
2.22 Temps de chauffe et de maintien pour les trois cas de recuit. 58
2.23 Mesures de microdureté pour les trois cas de recuit. 59
2.24 Mesures de microdureté suivant le profil de la rive, cas de recuit N°2. 60
2.25 Micrographies au niveau de la transition entre les zones cisaillée et arrachée (B-C). 61
2.26 Observations au MEB des rives après la première passe de déformation (éprouvettes TH). 61

2.27 Topographie des rives en fin de seconde passe (éprouvettes TH). . . . 62
2.28 Observations des rives au MEB après la troisième passe de déformation (éprouvettes TH). 63

3.1 Interprétation géométrique du schéma de prédiction élastique–correction plastique. 69
3.2 Illustration d'un Volume Élémentaire Représentatif de matière endommagé. 72
3.3 Représentation schématique du paramètre de fermeture partielle des cavités, en fonction du taux de triaxialité. 76
3.4 Éprouvette de traction droite. 77
3.5 Mesure des champs de déformations transversale et longitudinale durant un essai de traction sur éprouvette droite. 78
3.6 Évolution de ν^p en fonction de la déformation équivalente $\bar{\varepsilon}$ sur une éprouvette droite lors d'un essai de traction. 78
3.7 Représentation graphique de la loi analytique proposée pour ν^p en fonction de la déformation équivalente $\bar{\varepsilon}$. 79
3.8 Représentation des potentiels plastiques associatif et non-associatif dans l'espace des contraintes principales. 80
3.9 Schéma de fonctionnement global de la routine implémentée dans ABAQUS/Explicit. 86
3.10 Procédure d'optimisation couplée au solveur éléments finis. 87
3.11 Essai de traction sur éprouvette droite pour identification directe et approximation des paramètres élastoplastiques. 88
3.12 Éprouvettes de traction utilisées pour l'optimisation des paramètres de l'acier. 89
3.13 Détermination de la loi d'évolution du coefficient de Poisson plastique. 89
3.14 Résultats de l'optimisation par méthode inverse. 90
3.15 Réponse force–allongement optimisée pour le modèle de von Mises endommageable, comparaison avec l'expérimental. 92
3.16 Déformations au centre par rapport à l'allongement : a – lieu d'extraction ; b – comparaison des modèles par rapport à l'expérimental. . 92
3.17 Profils de déformation transversale par rapport à l'allongement : a – lieu d'extraction ; b – comparaison des modèles par rapport à l'expérimental. 93
3.18 Maillage éléments finis avant rupture pour les deux modèles de comportement, isovaleurs d'endommagement et mesures de la zone de striction. 94
3.19 Illustration de l'influence du paramètre step (δ) sur la valeur de la déformation plastique équivalente pour deux valeurs différentes. . . . 95
3.20 Ajustement de la déformation plastique à rupture en fonction du paramètre de stéréo-corrélation *step* et de la taille de maille du modèle de cisaillage $a_1 = 62.5\mu$m. 96

4.1 Schématisation 3D du procédé de cisaillage de rives. 101
4.2 Trajectoire des lames de la cisaille dans le plan de modélisation (plan xy). 102
4.3 Schématisation du modèle éléments finis de cisaillage de rives, conditions aux limites et agrandissement de la zone utile. 104
4.4 Maillage éléments finis du modèle de cisaillage de rives. 106
4.5 Illustration de l'évolution des efforts sur l'outil en fonction de sa pénétration dans la pièce dans le cas du poinçonnage [HAM02b]. 107
4.6 Evolution des efforts appliqués sur la lame supérieure en fonction de sa pénétration dans la tôle. 108
4.7 Détermination de l'étendue de la zone affectée par le cisaillage, comparaison quantitative avec l'expérience. 109
4.8 Extrusion des éléments plans en vue de la simulation 3D de l'éprouvette URT. 111
4.9 Pseudo-continuité des champs de déformation plastique équivalente ou d'endommagement lors du passage de la 2D à la 3D. 112
4.10 Schématisation de l'algorithme d'extrusion du modèle de cisaillage vers le modèle d'éprouvette URT. 112
4.11 Modèle éléments finis de l'éprouvette URT, conditions aux limites et zone affectée par le cisaillage. 113
4.12 Rapport pour cent des énergies cinétique E_c et interne E_i pour la simulation du modèle d'éprouvette URT avec $G^*_{av} = 2\%$ (modèle ST). 115
4.13 Efforts normal et tangentiel sur le cylindre de travail pour la simulation du modèle d'éprouvette URT avec $G^*_{av} = 2\%$ (modèle ST). 116
4.14 Comparaison des résultats numériques pour les modèles déformés directement après cisaillage (ST) et après cisaillage puis diminution de l'écrouissage (TH). 116
4.15 Comparaison des résultats numériques pour les modèles ST déformés avec $G^*_{av} = 2\%$ et $G^*_{av} = 10\%$. 118
4.16 Lieux de suivi des variables mécaniques par rapport au temps. 119
4.17 Loi d'évolution de l'endommagement en fonction du taux de triaxialité et de la déformation plastique équivalente. 120
4.18 Suivi du taux de triaxialité, de l'endommagement et de la déformation plastique équivalente en fonction du temps dans la zone cisaillée B (jeu 1). 121
4.19 Suivi du taux de triaxialité, de l'endommagement et de la déformation plastique équivalente en fonction du temps dans la zone arrachée C (jeu 2). 121
4.20 Profils cisaillés pour trois valeurs d'entrefer : a – $E = 0.475$mm ; b – $E_1 = 0.38$mm ; c – $E_2 = 0.285$mm. 124
4.21 Quantification de l'étendue de la zone affectée par le cisaillage, comparaison avec l'expérience. 124

4.22 Rive déformée avec un cylindre de travail d'un diamètre $D = 66$mm et $G^*_{av} = 2\%$. 126
4.23 Suivi du taux de triaxialité, de l'endommagement et de la déformation plastique équivalente en fonction du temps dans la zone cisaillée B (cas d'un diamètre de cylindre de 66mm). 127
4.24 Suivi du taux de triaxialité, de l'endommagement et de la déformation plastique équivalente en fonction du temps dans la zone arrachée C (cas d'un diamètre de cylindre de 66mm). 127
4.25 Localisation des éléments suivis pour l'étude de l'influence du diamètre du cylindre de travail. 128
4.26 Suivi du taux de triaxialité, de l'endommagement et de la déformation plastique équivalente en fonction du temps à cœur dans la zone cisaillée B (cas d'un diamètre de cylindre de 66mm). 128
4.27 Champs de cisaillement dans le plan yz au niveau de l'emprise (modèle ST, $G^*_{av} = 10\%$). 130

A.1 Principe général de la corrélation d'images – déformation d'une imagette. 143
A.2 Préparation d'éprouvettes entaillées en vue de la stéréo-corrélation. . 144
A.3 Positionnement du dispositif d'acquisition des images. 145
A.4 Illustration de l'AOI (Area Of Interest) et d'une imagette pour l'éprouvette de traction entaillée. 146
A.5 Exemples de champs calculés sur par le post processeur de stéréo-corrélation d'images. 146

B.1 Illustration du principe de la descente de gradient, dans le cas d'une fonction à une variable. 148

Liste des tableaux

1.1 Extrait de la norme EN 10142 : 2000 pour les nuances DX51D à DX53D. 10
1.2 Caractéristiques statistiques relatives aux dents de scie de chaque niveau. 13
1.3 Mesures des principales caractéristiques géométriques des rives cisaillées. 24

2.1 Glissements en avant et coefficients de frottement pour l'étude de sensibilité de l'effort tangentiel. 41
2.2 Valeur des indicateurs de reproduction de la prise de fer pour les simulations éléments finis de type process et URT [LOU08]. 44
2.3 Valeur des indicateurs de reproduction du glissement en avant pour les simulations éléments finis de type process et URT [LOU08]. 45
2.4 Mesures du glissement en avant et du taux de réduction pour la première campagne expérimentale (éprouvettes ST). 47
2.5 Mesures du glissement en avant et du taux de réduction pour la deuxième campagne expérimentale (éprouvettes TH). 48
2.6 Mesures de la largeur et de la profondeur des fissures après chaque passe de laminage. 52
2.7 Moyennes des efforts tangentiel et normal selon la passe et le glissement en avant cible. 55
2.8 Temps de chauffe et de maintien pour les trois cas de recuit d'adoucissement. 58

3.1 Paramètres matériels identifiés pour le modèle dépendant du volume, par méthode directe et inverse. 90
3.2 Paramètres matériels identifiés pour le modèle de von Mises couplé à l'endommagement (associatif), comparaison avec le modèle non-associatif. 91
3.3 Valeurs critiques des critères de rupture implémentés. 96

4.1 Paramètres de coupe industriels pour la nuance DX51D, épaisseur 2.5mm. 103
4.2 Paramètres matériaux intervenant dans le modèle de cisaillage de rives. 104
4.3 Critères de rupture implémentés et leurs valeurs critiques respectives. 105

Liste des symboles

Chapitre 1

α_1	angle d'attaque de la cisaille de rives
α_2	angle de coupe de la cisaille de rives
ω	vitesse angulaire des cylindres de travail
C	croisement des lames supérieure et inférieure
E	entrefer (jeu) entre les lames supérieure et inférieure
e	hauteur d'une dent de scie
F_N	effort normal appliqué aux cylindres de travail
F_T	effort tangentiel de réaction sur les cylindres de travail
F_t	force de traction appliquée à la bande
G_{av}	glissement en avant (vitesse relative bande/cylindre en sortie d'emprise)
L	largeur d'une dent de scie (dans le sens transversal de la bande)
l	longueur d'une dent de scie (dans le sens longitudinal de la bande)
p	taux de réduction de l'épaisseur de la bande
R	rayon des cylindres de travail
R_t	force de retenue appliquée à la bande
t	épaisseur de la bande
t^i	épaisseur de la bande en fin de passe i
t^{i-1}	épaisseur de la bande en début de passe i
V_s	vitesse de sortie de la bande
H	niveau d'acceptabilité des dents de scie pour la nuance d'acier DX53D
P	niveau d'acceptabilité des dents de scie pour la nuance d'acier DX52D
W	niveau d'acceptabilité des dents de scie pour la nuance d'acier DX51D

Chapitre 2

μ_1	coefficient de frottement de coulomb entre la bande et le cylindre de l'URT
μ_2	coefficient de frottement de coulomb entre la bande et l'appui de l'URT
ω	vitesse angulaire du cylindre de l'URT
σ_N	contrainte normale au point neutre de l'emprise
σ_N	pression de contact bande/cylindre
σ_T	cission de contact bande/cylindre
ε_p	déformation plastique de la bande en sortie d'emprise
ε_{pN}	déformation plastique de la bande au point neutre de l'emprise

E entrée de l'emprise
F_N effort normal de réaction sur le cylindre de l'URT
F_T effort tangentiel de réaction sur le cylindre de l'URT
G^*_{av} glissement en avant cible (valeur expérimentale visée)
G^i_{av} glissement en avant pour la passe i
G_{av} glissement en avant (vitesse relative bande/cylindre en sortie d'emprise)
L longueur de contact bande/cylindre dans l'emprise de l'URT
L_α longueur de contact bande/cylindre entre le point neutre et la sortie de l'emprise
N point neutre
p taux de réduction de l'épaisseur de la bande
p^* taux de réduction de l'épaisseur de la bande cible (valeur expérimentale visée)
p_i taux de réduction de l'épaisseur de la bande pour la passe i
R rayon du cylindre de l'URT
S sortie de l'emprise
t^i épaisseur de la bande en fin de passe i
t^{i-1} épaisseur de la bande en début de passe i
V_s vitesse de sortie de la bande

Chapitre 3

$[.]_n$ variable au pseudo incrément de temps précédent
$[.]_{n+1}$ variable au pseudo incrément de temps actuel
α coefficient affectant le taux de restitution d'énergie endommagée
$\bar{\eta}$ paramètre de dilatation
$\bar{\varepsilon}$ déformation équivalente
$\bar{\varepsilon}^p$ déformation plastique équivalente
$\bar{\varepsilon}^p_f$ déformation plastique équivalente à rupture
$\boldsymbol{I}$ tenseur identité du second ordre
$\boldsymbol{N}$ vecteur de retour
$\boldsymbol{N}_d$ partie déviatorique du vecteur de retour
$\boldsymbol{\sigma}$ tenseur des contraintes
$\boldsymbol{\varepsilon}$ tenseur des déformations
$\boldsymbol{\varepsilon}^e$ tenseur des déformations élastiques
$\boldsymbol{\varepsilon}^p$ tenseur des déformations plastiques
$\boldsymbol{\varepsilon}_d$ partie déviatorique du tenseur des déformations
$\boldsymbol{\varepsilon}_v$ partie sphérique du tenseur des déformations ($\boldsymbol{\varepsilon}_v = \frac{1}{3}\varepsilon_v \boldsymbol{I}$)
$\Delta\boldsymbol{\varepsilon}$ incrément de déformation totale
$\Delta\gamma$ incrément de déformation plastique équivalente
η taux de triaxialité
ν coefficient de Poisson
ν^p coefficient de Poisson plastique

ν_0^p coefficient de Poisson plastique initial
Φ fonction de charge, fonction de charge endommagée
Ψ potentiel plastique
ψ angle de dilatation
$\boldsymbol{s}$ déviateur des contraintes
σ^* contrainte principale maximale positive
σ_0 contrainte d'écoulement initiale
σ_i $i^{ième}$ contrainte principale
σ_y contrainte d'écoulement
ε_v déformation volumique ($\varepsilon_v = \text{trace}(\boldsymbol{\varepsilon})$)
ε_{xx} composante suivant x du tenseur des déformations totales
ε_{xx}^p composante suivant x du tenseur des déformations plastiques
ε_{yy} composante suivant y du tenseur des déformations totales
ε_{yy}^p composante suivant y du tenseur des déformations plastiques
a coefficient de la loi d'évolution du coefficient de Poisson plastique
b coefficient de la loi d'évolution du coefficient de Poisson plastique
$C_{\times\times}$ valeur critique du critère de rupture $\times\times$
D variable d'endommagement de Lemaitre
D_c valeur critique de l'endommagement
E module d'élasticité
G module de cisaillement
h coefficient de fermeture partielle des cavités
J_2 second invariant du déviateur du tenseur des contraintes
K module de compressibilité
k_1 coefficient d'écrouissage de la loi de Ludwick
m exposant d'écrouissage de la loi de Ludwick
N_v partie volumique du vecteur de retour
p pression hydrostatique
q contrainte équivalente au sens de von Mises
S paramètre matériau de la loi d'endommagement de Lemaitre
s paramètre matériau de la loi d'endommagement de Lemaitre
Y taux de restitution d'énergie endommagée
H ensemble des variables d'état

Chapitre 4

$[.]_n$ variable au pseudo incrément de temps précédent
$[.]_{n+1}$ variable au pseudo incrément de temps actuel
α coefficient affectant le taux de restitution d'énergie endommagée
α_1 angle d'attaque de la cisaille de rives
α_2 angle de coupe de la cisaille de rives
$\bar{\varepsilon}_f^p$ déformation plastique équivalente à rupture

$\Delta\gamma$	incrément de déformation plastique équivalente
η	taux de triaxialité
μ_1	coefficient de frottement de coulomb entre la bande et le cylindre de l'URT
μ_2	coefficient de frottement de coulomb entre la bande et l'appui de l'URT
μ_c	coefficient de frottement de coulomb entre la bande et les lames de cisaille
ν	coefficient de Poisson
ω	vitesse angulaire du cylindre de l'URT
ρ	masse volumique
C	croisement des lames supérieure et inférieure
C_{sf}	valeur du critère de rupture Shear Failure
D	diamètre du cylindre de travail[1]
D	variable d'endommagement de Lemaitre[1]
D_0	endommagement initial dans le modèle d'éprouvette URT
D_c	valeur critique de l'endommagement
E	entrefer (jeu) entre les lames supérieure et inférieure [1]
E	module d'élasticité[1]
E_1	entrefer diminué de 20% de la valeur industrielle
E_2	entrefer diminué de 40% de la valeur industrielle
E_c	énergie cinétique du modèle d'éprouvette URT
E_i	énergie interne du modèle d'éprouvette URT
E_r	rapport des énergie cinétique et interne pour cent du modèle d'éprouvette URT
F_N	effort normal de réaction sur le cylindre de l'URT
F_T	effort tangentiel de réaction sur le cylindre de l'URT
G^*_{av}	glissement en avant cible (valeur expérimentale visée)
G_{av}	glissement en avant (vitesse relative bande/cylindre en sortie d'emprise)
k_1	coefficient d'écrouissage de la loi de Ludwick
m	exposant d'écrouissage de la loi de Ludwick
p	pression hydrostatique[1]
p	taux de réduction de l'épaisseur de la bande[1]
p^*	taux de réduction de l'épaisseur de la bande cible (valeur expérimentale visée)
q	contrainte équivalente au sens de von Mises
S	paramètre matériau de la loi d'endommagement de Lemaitre
s	paramètre matériau de la loi d'endommagement de Lemaitre
t	temps de simulation[1]
t	épaisseur de la bande[1]
V_s	vitesse de sortie de la bande
Y	taux de restitution d'énergie endommagée

1. les variables en double sont clairement différenciées dans le contexte

Introduction générale

Contexte industriel

Myriad, société du groupe international Tata Steel, est spécialisée dans la production de tôles galvanisées et pré-laquées ou revêtues de films décoratifs. Les produits issus de Myriad sont principalement dédiés à l'industrie du bâtiment ainsi qu'à l'électroménager et au mobilier de bureau. Dans un contexte économique plus difficile que jamais, la qualité et la productivité sont les clés de la compétitivité d'une entreprise. Pour atteindre ces objectifs, tous les procédés de l'entreprise sont scrupuleusement étudiés et optimisés, du décapage des bobines d'aciers laminées à chaud à l'application du revêtement final, en passant par leur laminage à froid.

Les travaux exposés dans ce mémoire se concentrent sur ces deux phases de la production des bobines : le cisaillage de rives et le laminage à froid de celles-ci. Les étapes de fabrication des bobines sont synthétisées sur la figure 1.

Le laminoir de Myriad a déjà fait l'objet d'études, notamment celle de Deltombe [DEL01] dont le but était d'analyser le comportement de l'emprise et ainsi d'améliorer les schémas de laminage à froid des bobines. L'étude de Louaisil [LOU08] était quant à elle axée sur l'optimisation de la lubrification et des conditions de contact bande/cylindres dans le but de limiter les défauts de surface. De nombreux défauts peuvent en effet être directement ou indirectement liés au procédé de laminage à froid, tels que la création de « griffes » sur la surface de la tôle ou l'impression de défauts sur celle-ci due à l'apport de matière sur les cylindres de travail. Ces défauts, dont la liste n'est pas exhaustive, se placent dans la catégorie des défauts liés directement au laminage à froid.

La création de rives en « dents de scie » se place plutôt dans la catégorie des défauts liés indirectement au laminage à froid. Ce défaut est en effet révélé durant le laminage à froid des bobines mais le procédé amont au laminoir, le cisaillage de rives, est fortement incriminé puisqu'il sollicite fortement les rives par la découpe (figure 1).

Comme tout défaut de production, les rives en dents de scie engendrent des problèmes de non qualité, dans un premier temps d'ordre visuels. Le défaut donne en effet un aspect inesthétique au produit par la présence d'excroissances de matière sur le bord de la tôle. Mais il engendre également des problèmes de bobinage de la tôle, appelés « montées à gorge », liés aux surépaisseurs de zinc et de peinture créées en extrême rive au fil des étapes de production. D'autres risques, peuvent

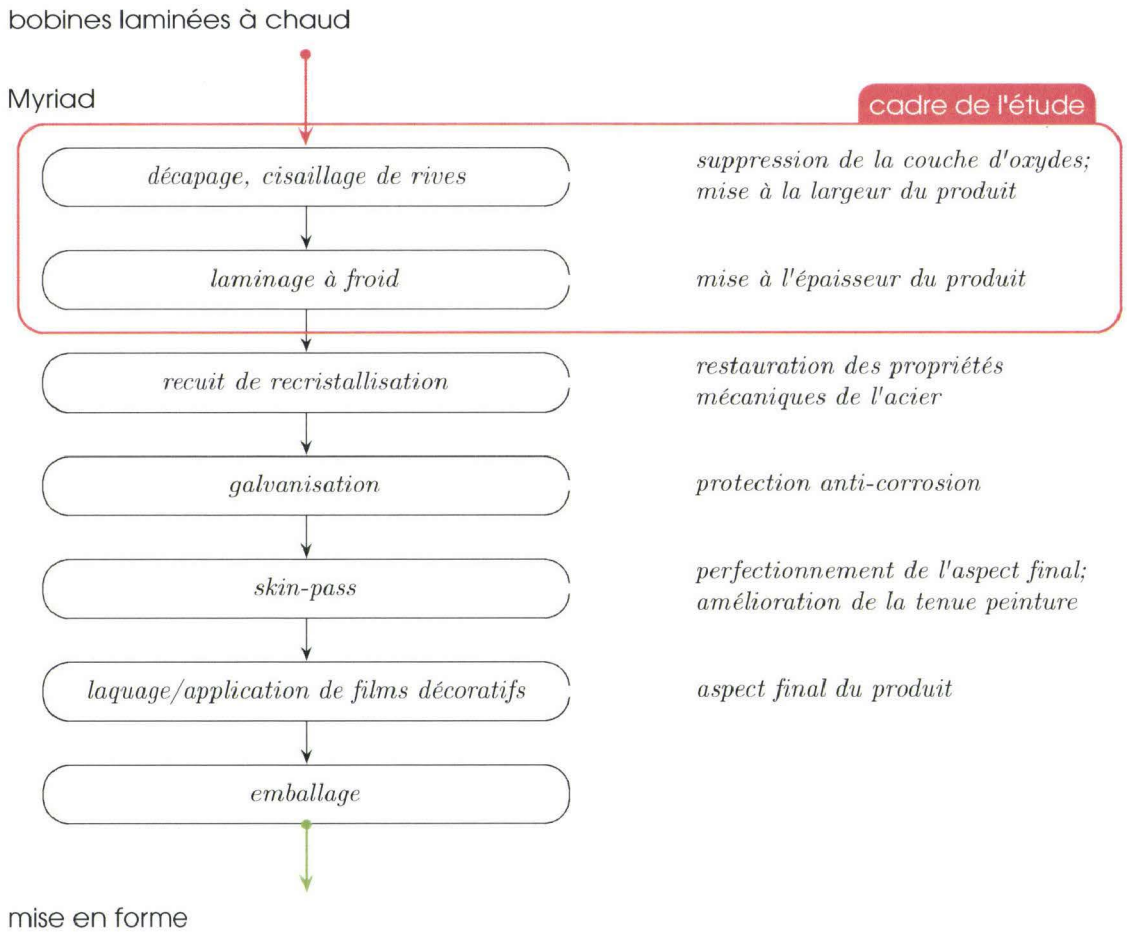


Fig. 1 – *Étapes de fabrication de bobines pré-laquées/revêtues chez Myriad.*

aussi apparaître tels que l'usure prématurée des rouleaux applicateurs de peinture, largement étudiées par Szczurek [SZC07], qui affecte l'aspect final du revêtement. En termes de sécurité et de temps d'arrêt des lignes de production, le risque de casse de bande dans les accumulateurs d'entrée et de sortie des lignes de galvanisation et de peinture est également non négligeable. Les zones de concentrations de contrainte que créent les hétérogénéités de la rive sont en effet des sites privilégiés d'amorces de rupture.

Problématique industrielle

Le caractère aléatoire et la dépendance présumée du défaut à la nuance de l'acier travaillé le rendent difficilement prévisible. Les objectifs visés de qualité, de sécurité, d'augmentation de la productivité et d'élargissement de la gamme de produits de

Myriad s'en trouvent donc affectés : le défaut de dents de scie représente en effet 30% environ du déclassé en sortie de laminoir. Ces raisons font donc du défaut de dents de scie un frein pour le développement de Myriad.

Dans le but de limiter la création de rives en dents de scie, il est nécessaire de connaître les phénomènes mécaniques mis en jeu dans le procédé de cisaillage de rives et de laminage à froid qui conduisent au défaut. L'analyse de ces deux procédés va permettre de quantifier l'influence des outils (lames de cisaille, cylindres de travail) et des paramètres de pilotage des procédés (réglages de coupe, conditions de contact) sur l'état mécanique et la topographique des rives.

Démarche scientifique

Ces travaux de thèse s'inscrivent dans une optique de maîtrise des procédés de fabrication dans le but d'améliorer la qualité et la fiabilité des produits industriels. Le champ d'application est évidemment très vaste puisque les procédés cités précédemment sont communs notamment aux domaines du bâtiment et du transport. En termes de performances et de sûreté, il est donc crucial de connaître les procédés de fabrication et leur effet sur le produit fini pour en améliorer les caractéristiques mécaniques et géométriques.

Alors que les procédés de cisaillage, et plus généralement les procédés de découpe ont déjà été largement étudiés, la plupart des travaux publiés avaient pour but de déterminer les paramètres liés à l'apparition de bavures au niveau de la rive, à la qualité de la découpe, généralement en terme d'aspect ou à la prédiction de la courbe force–pénétration. Dans toutes ces études, les paramètres de découpe (l'entrefer principalement) étaient incriminés ainsi que l'usure des outils ou le rayon de leur arête tranchante. Une récente étude a permis de mettre en évidence l'effet du cisaillage sur la formabilité des tôles d'acier dual phase au travers d'essais de traction sur des rives cisaillées (Dalloz [DAL07]). Les solutions apportées se situent au niveau métallurgique ; l'application de traitements thermiques propres aux aciers dual phase après le cisaillage a permis de limiter la propagation de fissures durant la mise en forme. Cependant, l'étude ne montre pas de corrélation avec le procédé d'emboutissage, ne permettant pas d'analyser les phénomènes ni les modes de sollicitation qui agissent sur les rives des tôles.

Côté laminage, les études menées sur le sujet sont également nombreuses, autant sur l'aspect final de la bande laminée que sur les défauts que l'on peut rencontrer durant le travail de la tôle. Les phénomènes de fissuration au niveau des rives ont notamment été analysés par Dodd et Boddington [DOD80] sur des profilés de type brame avec différents profils de rives, pour mettre en évidence les paramètres de forme. Ce type de défaut était dû en majorité soit à un écoulement de la matière faiblement confiné, pour lequel il y a allongement longitudinal et transversal de la bande, soit à la forme des rives ; ces causes étant favorisées par le rapport épais-

seur/largeur du profilé. Rapporté à notre cas, dans lequel le ratio épaisseur/largeur est d'environ 2.10^{-3}, la fissuration des rives serait favorisée par la forme « chanfreinée » de celles-ci (forme donnée par le cisaillage). Même si l'étude de Dodd et Boddington met en avant un effet de la ductilité du matériau laminé, elle concerne un matériau homogène qui ne présente donc pas de gradient de ductilité comme le laisse supposer la phase de cisaillage de rives.

Organisation du mémoire

Dans le cadre industriel présenté dans la section précédente, l'influence des paramètres de cisaillage et de laminage des tôles d'acier sur le défaut de dents de scie est abordée suivant une approche expérimentale et numérique.

Le premier chapitre de ce mémoire de thèse présente dans un premier temps le défaut de dents de scie dans son ensemble. Sa morphologie et sa dépendance à la ductilité de l'acier considéré sont illustrées par une analyse statistique des caractéristiques géométriques du défaut. Les procédés de fabrication qui interviennent dans son apparition, c'est-à-dire la cisaille de rives et le laminoir, sont ensuite présentés. Les paramètres de conduite de chacun de ces procédés sont détaillés et l'influence du principal paramètre de cisaillage (l'entrefer) sur l'écrouissage de la rive après cisaillage est analysée.

Le deuxième chapitre est consacré à la partie expérimentale de ces travaux. Un banc d'essais conçu par l'équipe de recherche (l'Upsetting Rolling Test), permettant de reproduire les conditions de contact bande/cylindre lors du laminage, est utilisé pour étudier l'influence des conditions de contact sur l'apparition des défauts de rive. Deux cas sont considérés dans ce chapitre : le premier correspond au cas industriel, c'est-à-dire que les éprouvettes URT sont déformées[2] plastiquement directement après cisaillage sur la cisaille de rives industrielle. Le deuxième cas considéré permet de mettre en évidence l'influence de l'écrouissage dû au cisaillage des rives. Pour y parvenir, les échantillons sont soumis à un traitement thermique dans le but de diminuer cet écrouissage avant de les déformer sur l'URT. Pour chacun de ces deux cas, deux ensembles de conditions de contact, en terme de différentiel de vitesse bande/cylindre, sont utilisés : le premier correspond là encore au cas industriel tandis que le deuxième correspond à un cas particulier du comportement de l'emprise qui n'est pas appliqué sur le site industriel.

Le troisième chapitre est dédié à la mise en place d'un modèle de comportement pour l'acier considéré. Ce modèle doit prendre en compte à la fois le comportement élastoplastique, l'endommagement ductile et la rupture qui survient soit par accumulation d'endommagement soit par l'atteinte de la valeur limite d'un critère de rupture. Le modèle d'endommagement de Lemaitre est sélectionné pour cette étude ; celui-ci est couplé de manière forte à la loi de comportement élastoplastique. L'originalité du modèle de comportement implémenté se situe dans l'introduction d'un

2. le terme *déformation* est utilisé dans le cas du laminage d'éprouvettes sur l'URT ; les raisons sont données au chapitre 2 (page 37).

potentiel plastique non-associatif, justifiée par le fait qu'en présence d'endommagement, la déformation d'un Volume Élémentaire Représentatif du matériau n'est plus isochore. De plus, le modèle d'endommagement prend en compte, de manière simplifiée, le mode de chargement (traction, cisaillement et compression). Les paramètres qui régissent le comportement du matériau sont ensuite identifiés par méthode inverse et le modèle implémenté est validé de manière globale puis locale, grâce à la stéréo-corrélation d'images.

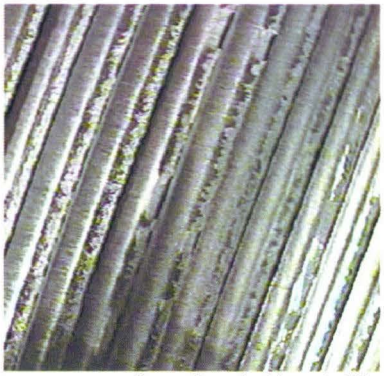
Le quatrième chapitre de ce mémoire a pour but la corrélation des phénomènes observés lors des essais expérimentaux. Le modèle de comportement développé au chapitre 3 est appliqué aux modèles éléments finis des procédés de cisaillage de rives et de déformation plastique des éprouvettes URT, grâce à une stratégie de modélisation qui reprend la séquence cisaillage-laminage. Le modèle numérique de cisaillage de rive est présenté et utilisé dans le but de sélectionner l'un des critères de rupture présentés et calibrés dans le chapitre précédent, puis comme base pour le modèle d'éprouvette URT. La transition entre le cisaillage et le laminage est traitée par une routine permettant de « transférer » le modèle de cisaillage (2D, déformations planes) vers le modèle de laminage 3D. Ainsi, l'étape de laminage type URT peut s'effectuer dans les mêmes conditions que celles mises en œuvre dans le chapitre 2, en termes de conditions de contact et surtout de conservation de l'historique mécanique de l'acier entre le cisaillage et le laminage. Ce dernier modèle numérique va permettre d'analyser les phénomènes mécaniques qui interviennent dans l'emprise durant la déformation plastique de la tôle. Les modèles créés sont ensuite appliqués à des configurations différentes de celles utilisées lors des essais expérimentaux, dans le but de mettre en évidence l'influence de l'entrefer sur la rive cisaillée, et celle du diamètre du cylindre sur l'état de la rive déformée plastiquement. La validité des modèles est enfin discutée, autant géométriquement que mécaniquement, en termes de précision des résultats et de capacité prédicitive.

Les dents de scie : un défaut insidieux

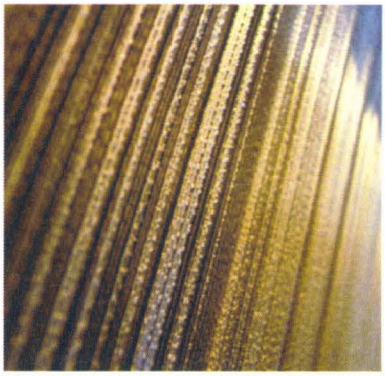
Chapitre

En quelques mots...

La première partie de cette étude est consacrée à la présentation du défaut qui sera étudié tout au long de ces travaux de thèse. Les procédés impliqués dans la création de rives en dents de scie sont présentés, avec les paramètres par lesquels ils sont pilotés. Au travers d'analyses statistiques, de mesures dimensionnelles ou mécaniques et de références bibliographiques, les hypothèses qui seront émises à la fin de ce chapitre montreront que ce défaut n'a rien d'insidieux, ce qui a été présumé pendant longtemps : quelles que soient les conditions de cisaillage, l'aspect des profils de rives ou encore la nuance de l'acier cisaillé, le défaut de dents de scie apparaît, de manière aléatoire.



flanc d'une bobine cisaillée



flanc d'une bobine laminée affectée de dents de scie

Sommaire

1.1 Introduction 8
1.2 Aspect et géométrie des dents de scie 8
1.3 La cisaille de rives 14
1.4 Influence du cisaillage de rives sur l'état du matériau 19
1.5 Le laminoir 26
1.6 Conclusions 30

1.1 Introduction

Ce chapitre a pour but de présenter le défaut de rives en dents de scie et de faire un état des lieux des causes qui peuvent en être l'origine. Le défaut est dans un premier temps présenté. Sa morphologie est étudiée par le biais d'une analyse statistique sur un nombre important de rives affectées du défaut de dents de scie. Cette première étape permettra de comprendre l'effet que peuvent avoir la nuance de l'acier et la réduction de l'épaisseur de la tôle sur l'apparition du défaut.

Dans un deuxième temps, les procédés industriels impliqués dans la création de rives en dents de scie sont présentés, c'est-à-dire la cisaille de rive et le laminoir. Le fonctionnement de la cisaille est détaillé ainsi que les paramètres qui entrent en jeu dans le mécanisme de cisaillage des tôles. L'influence du paramètre principal de cisaillage (l'entrefer) sur la qualité de la coupe et sur l'écrouissage de la rive cisaillée est étudiée. Nous verrons en effet que le réglage de l'entrefer a une influence sur la création de rives en dents de scie au travers de l'écrouissage de la tôle. Le laminoir industriel est ensuite présenté, là aussi avec les paramètres de conduite qui définiront les caractéristiques géométriques et mécaniques du produit fini. Les conditions de contact bande/cylindres sont explicitées et serviront de bases pour le banc d'essais utilisé au chapitre suivant.

1.2 Aspect et géométrie des dents de scie

Après le cisaillage et le laminage à froid des tôles d'acier, un défaut récurrent et aléatoire se produit en rive (figure 1.1) : les dents de scie, dont la dénomination découle de la ressemblance que ce défaut donne aux rives avec une lame de scie à métaux.

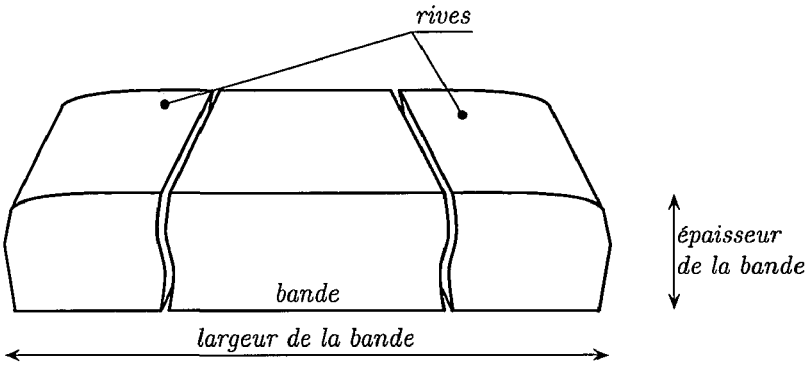
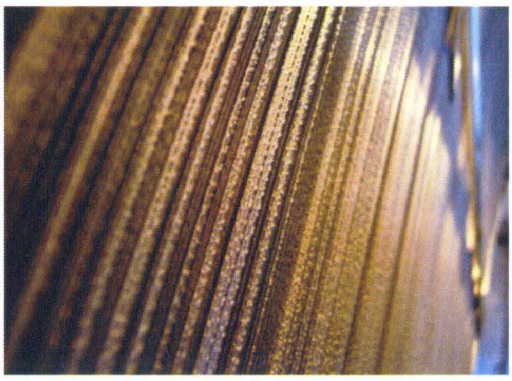
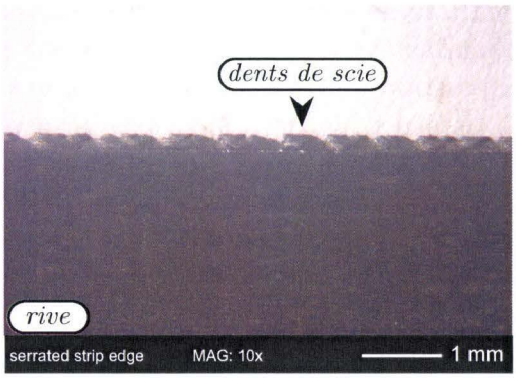


Fig. 1.1 – *Schématisation d'une bande d'acier déroulée et localisation des rives.*

La figure 1.2 montre deux vues du défaut : le flanc d'une bobine affectée (figure 1.2a) et une vue de dessus d'une rive en dents de scie (figure 1.2b).



a – *Bobine comportant des dents de scie.*

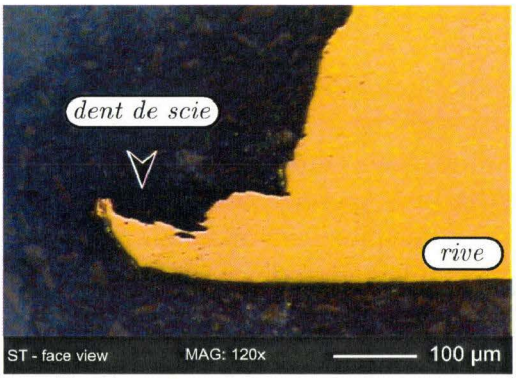


b – *Vue de dessus d'une rive en dents de scie.*

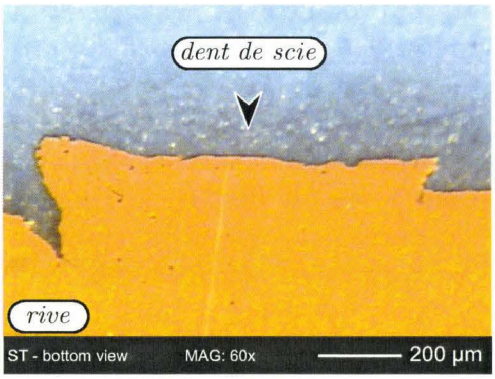
Fig. 1.2 – *Illustrations du défaut de dents de scie en rive.*

Aspect des dents de scie

Les dents de scie sont des excroissances de matière localisées au niveau de la face inférieure de la tôle d'acier. Ces excroissances sont réparties aléatoirement le long de la rive, comme illustré sur la figure 1.2b. Deux vues en coupe du défaut sont données sur la figure 1.3 : la première suivant la normale à la section de la bande (figure 1.3a) et la deuxième dans le plan de la bande, vue de dessous (figure 1.3b).



a – *Vue normale à la section de la bande.*



b – *Vue dans le plan de la bande, de dessous.*

Fig. 1.3 – *Vues en coupe d'une dent de scie.*

Le suivi des bobines sur le site industriel, en conjonction avec l'apparition du défaut, a montré que les dents de scie sont la plupart du temps initiées pour des réductions d'épaisseur allant de 60% à 80%. Ceci correspond à une épaisseur finale

de la tôle de 0.46mm pour une épaisseur initiale de 2.3mm, la plus courante sur le site industriel. En plus des suivis sur le site industriel, ces études ont montré que l'apparition du défaut est favorisée par la ductilité du matériau mis en forme.

Myriad travaille principalement avec trois nuances d'aciers : DX51D, DX52D et DX53D ; le tableau 1.1 donne un extrait de la norme EN 10142 : 2000 qui encadre ces nuances. La différence majeure entre ces nuances est leur teneur respective en carbone et en manganèse. Ainsi, selon les études menées, la nuance d'acier DX53D sera beaucoup plus sujette au défaut que la nuance DX51D.

Tab. 1.1 – *Extrait de la norme EN 10142 : 2000 pour les nuances DX51D à DX53D.*

	C (max)	Mn (max)	P (max)	S (max)	Al (max)	N (max)	Ti (max)
DX51D	0.100	0.600	0.030	0.035	0.025	0.010	0.050
DX52D	0.070	0.300	0.030	0.035	0.025	0.005	0.005
DX53D	0.030	0.300	0.030	0.035	0.020	0.006	0.125

Note : valeurs en pourcentage massique

Sensibilité de la géométrie des dents de scie à la ductilité de l'acier

Comme décrit en introduction de ce mémoire, le côté inesthétique que donne ce défaut au produit n'est pas négligeable. En effet, le défaut illustré sur la figure 1.3a a une longueur de 200μm par rapport au bord de la rive. Il est également clair que l'hétérogénéité des rives peut conduire à des risques majeurs en cours de production, notamment la création de zones de concentration de contraintes pouvant conduire à la rupture de la bande, selon la traction appliquée sur celle-ci.

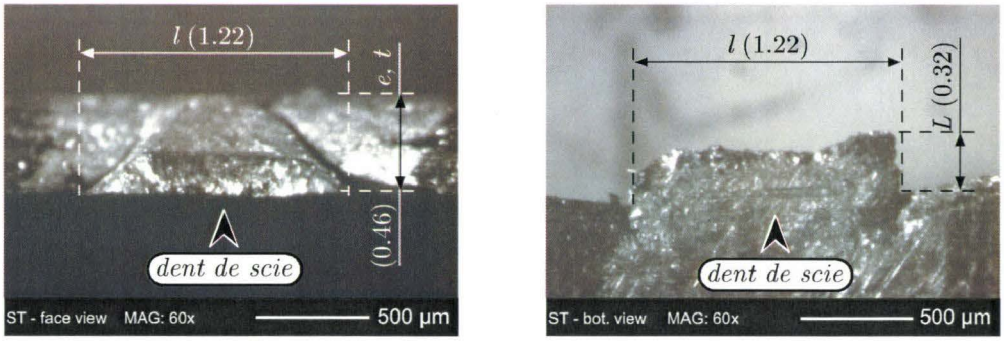
Dans le but de limiter ces risques en interdisant le passage de bobines affectées sur les outils, un moyen de comparaison est mis en place entre le laminoir et les procédés avals. Cet outil est constitué de trois empilements d'échantillons de rives comportant des dents de scie, représentant ainsi le flanc d'une bobine affectée. Il permet d'évaluer le niveau de dents de scies relatif à chaque nuance d'acier et ainsi de déterminer l'acceptabilité ou non de la bobine entière. Ce standard, défini par l'entreprise, est illustré sur la figure 1.4, il comporte trois niveaux :

- W, nuance DX51D : le niveau de dents de scie est faible, la bobine est acceptée ;
- P, nuance DX52D : le niveau de dents de scie est moyen et les bobines de nuance DX51D ou DX52D sont refusées ;
- H, nuance DX53D : le niveau de dents de scie est élevé et la bobine est rejetée, quelle que soit la nuance de l'acier.

a – *Niveau W.* b – *Niveau P.* c – *Niveau H.*

Fig. 1.4 – *Niveaux d'acceptabilité des dents de scie.*

Ce moyen de contrôle est ici utilisé dans le but de donner une définition géométrique au défaut de dents de scie et de quantifier l'influence de la nuance d'acier de chaque niveau (W, P et H) sur la forme globale du défaut. Pour chaque niveau, 50 dents de scie choisies aléatoirement sont mesurées : leur hauteur e, leur longueur l et leur largeur L ainsi que l'épaisseur t de la tôle sélectionnée. Ces dimensions sont reportées sur une dent de scie vue de face et de dessous, sur la figure 1.5.



a – *Dent de scie vue de face.* b – *Dent de scie vue de dessous.*

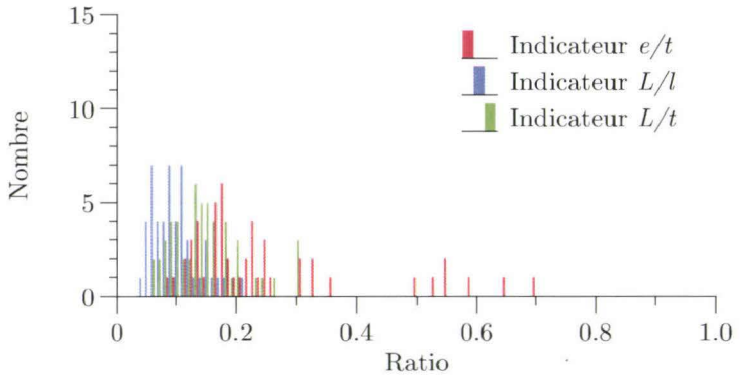
Fig. 1.5 – *Mesures effectuées sur les dents de scie.*

À partir de ces grandeurs, trois indicateurs sont proposés pour nous renseigner sur la morphologie des défauts :

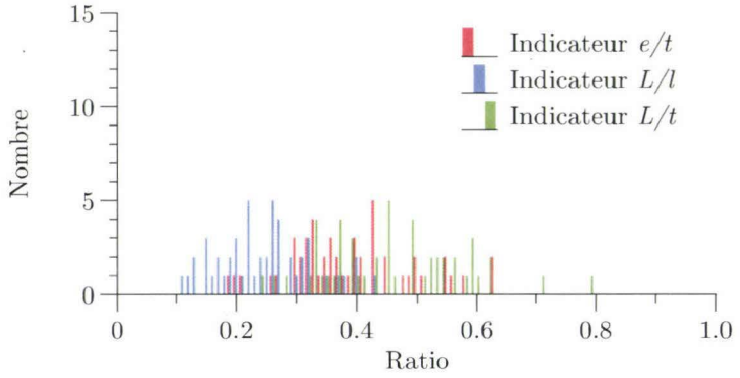
- e/t : la hauteur du défaut par rapport à l'épaisseur de la tôle ;
- L/l : le rapport de la largeur du défaut sur sa longueur ;
- L/t : la largeur du défaut par rapport à l'épaisseur de la tôle.

La valeur de chaque indicateur est comprise dans l'intervalle $[0; 1]$ et la population est répertoriée sur 100 tranches de 0.01 d'étendue. Les graphes de la figure 1.6

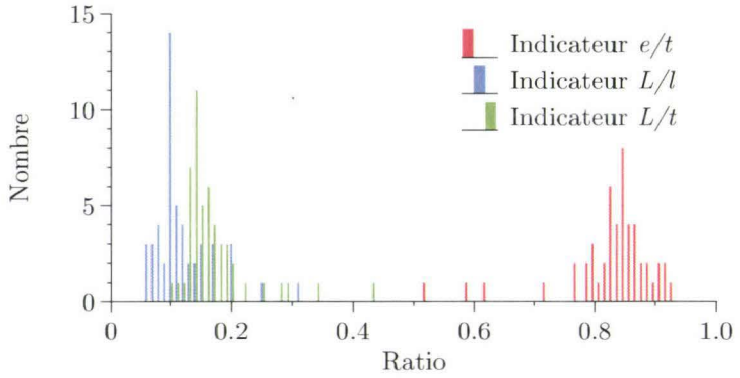
illustrent la répartition de la population en fonction de la valeur de ces trois indicateurs ; le tableau 1.2 donne les moyennes et écarts types relatifs à chaque graphe pour les trois indicateurs.



a – *Niveau d'acceptabilité* W.



b – *Niveau d'acceptabilité* P.



c – *Niveau d'acceptabilité* H.

Fig. 1.6 – *Valeurs des indicateurs selon le niveau de dents de scie.*

Tab. 1.2 – *Caractéristiques statistiques relatives aux dents de scie de chaque niveau.*

	e/t		L/l		L/t	
Niveau	Moyenne	Ecart type	Moyenne	Ecart type	Moyenne	Ecart type
W	0.25	0.14	0.09	0.15	0.14	0.07
P	0.39	0.10	0.24	0.16	0.45	0.05
H	0.83	0.07	0.11	0.71	0.16	0.07

Une première remarque est que les valeurs moyennes des indicateurs déterminées sur le deuxième niveau de l'outil ne montrent pas de tendance particulière, avec pourtant des écarts types du même ordre que pour les niveaux W et H. Le deuxième niveau (niveau P) ne sera donc pas considéré dans nos analyses.

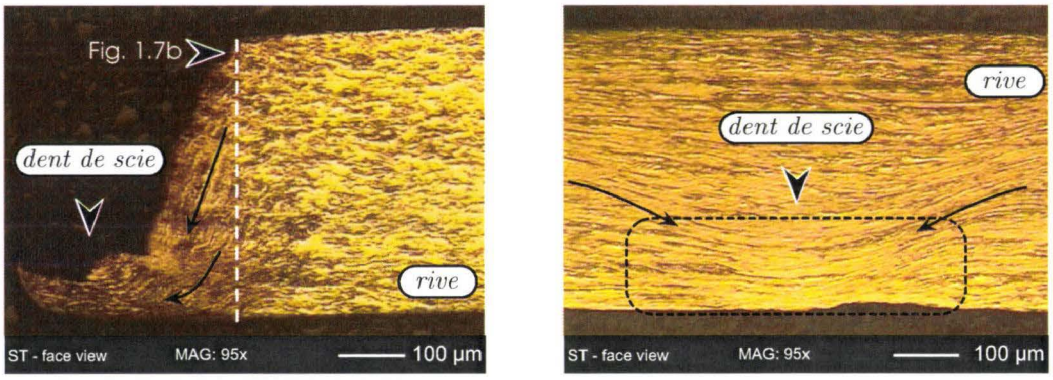
Pour les niveaux W et H, l'indicateur qui retient l'attention est le ratio e/t. Il montre que plus la nuance du matériau est ductile (on passe du DX51D au DX53D pour les niveaux de W à H), plus le défaut gagne en hauteur. Sur le graphe de la figure 1.6c la moyenne de la hauteur des défauts représente 83% de l'épaisseur totale de la tôle, alors que pour le niveau W (graphe 1.6a) sa hauteur correspond à 25% de l'épaisseur de la tôle.

Les deux autres indicateurs n'ont pas de tendance particulière; leur moyenne est très proche si l'on observe les graphes des figures 1.6a et 1.6c. Ceux-ci nous livrent toutefois deux informations intéressantes. La première est que le rapport largeur sur longueur (indicateur L/l) est quasiment constant quel que soit le niveau d'acceptabilité. On est donc en présence d'un défaut qui grossit (comme le montre l'indicateur e/t) et qui s'élargit en même temps : on obtient en quelque sorte une homotéthie du défaut en fonction de la nuance du matériau affecté.

La nuance du matériau n'affecte pas non plus le dernier indicateur (L/t). Information intéressante également puisque cela signifie que, là encore, quelle que soit la nuance affectée par les dents de scie, la largeur des défauts reste proportionnelle à l'épaisseur finale de la tôle.

· L'épaisseur finale de la tôle est liée au taux de réduction de son épaisseur par le laminoir, qui sera présenté dans la section 1.5, et à son épaisseur initiale. La réduction appliquée induit un écoulement de matière, principalement dans le sens de la longueur de la bande. Toutefois, l'écoulement n'est pas totalement confiné et la matière peut également s'écouler dans la direction perpendiculaire au sens de laminage. Les micrographies de la figure 1.7 illustrent ce phénomène. La figure 1.7a montre la dent de scie déjà illustrée sur la figure 1.3a, cette fois attaquée chimiquement. On distingue clairement, de par l'orientation des grains de l'acier, l'écoulement de la matière qui se fait de la face supérieure de la tôle vers l'extrémité du défaut. La figure 1.7b montre une vue de face de la même dent de scie; celle-ci a été polie jus-

qu'à atteindre le bord sain de la rive puis attaquée chimiquement. La zone encadrée situe la position originelle de la dent de scie. L'orientation des grains au voisinage et dans la zone pointillée montre une convergence de ces derniers vers le défaut.



a – *Vue normale à la section de la bande.*

b – *Vue de face, dent de scie polie.*

Fig. 1.7 – *Coupes de dents de scie attaquées chimiquement.*

En résumé, en fonction de la ductilité de l'acier affecté par le défaut de dents de scie, le défaut gagne en hauteur par rapport à l'épaisseur de la tôle (e/t) et il se répand plus dans le sens de la longueur (L/l). Il est de plus clairement dépendant du taux de réduction de la tôle durant le laminage (L/t), opération pourtant inévitable. Visuellement, on obtient donc bien un défaut plus important, ce qui confirme que la nuance la plus ductile est la plus sujette aux dents de scie.

1.3 La cisaille de rives

L'expérience industrielle a montré que le défaut de dents de scie est le résultat de la séquence cisaillage–laminage de la tôle. Le défaut semble être initié durant le cisaillage des rives, opération qui conduit inévitablement à des grandes déformations localisées au niveau de l'arête cisaillée. Lors du laminage à froid de la tôle, ou plus précisément des rives, le défaut est alors révélé et amplifié au fil des passes de réduction de l'épaisseur. Cette section se concentre sur la première étape de la séquence de création des dents de scie : le cisaillage de rives.

1.3.1 Positionnement de la cisaille dans le cycle de fabrication

Le cisaillage de rives est la dernière étape de la ligne de décapage de Myriad. Celle-ci est de type « semi-continue », c'est-à-dire qu'en fonctionnement normal, la bobine suivante est agrafée à la précédente alors que la ligne est à l'arrêt complet. La ligne de décapage est schématisée sur la figure 1.8.

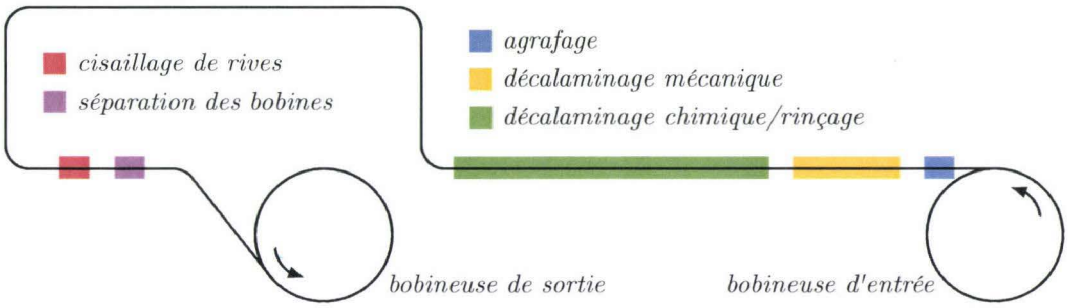


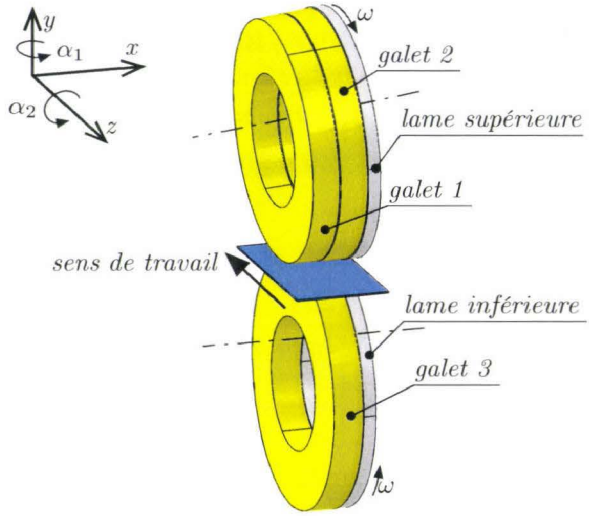
Fig. 1.8 – *Schéma de la ligne de décapage de Myriad.*

Une fois engagée, la bobine passe entre plusieurs étages de rouleaux de décalaminage mécanique (brise-oxyde) puis dans une succession de bains d'acide sulfurique pour décaper la tôle chimiquement. Ces deux étapes permettent de supprimer la couche d'oxyde formée durant le refroidissement de la tôle laminée à chaud, le stockage des bobines ou leur transport. La bande est ensuite lavée et rincée à l'eau puis séchée. La dernière étape est le cisaillage de rives qui permet de mettre la bande à la largeur souhaitée par le client en tenant compte des différents procédés avals.

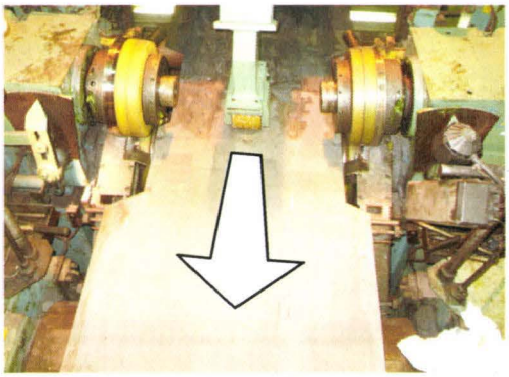
1.3.2 Paramètres et cinématique

La cisaille de rive est schématisée sur la figure 1.9a, une vue de face et une vue de côté sont données sur les figures 1.9b et 1.9c. La cisaille est constituée de deux lames circulaires par côté, entraînées par le contact entre les galets de polyuréthane (galets 1, 2 et 3 sur la figure 1.9a) assemblés sur le même axe que les lames, et la bande. La tôle est ainsi cisaillée en continu, les chutes de rives sont canalisées dans des goulottes pour être débitées par la morceleuse (figure 1.9c).

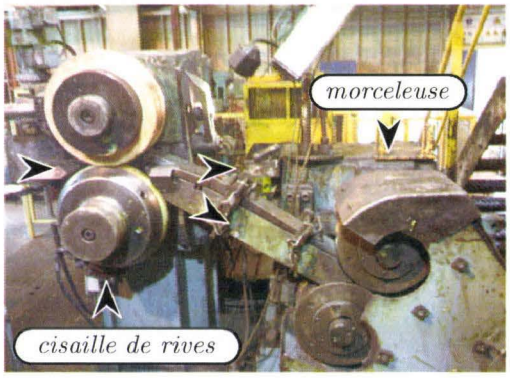
Le type de cisaille installé chez Myriad est complexe. La figure 1.9a illustre en effet la présence de deux angles α_1 et α_2, respectivement l'angle d'attaque (fixe) et l'angle de coupe (ajustable). Ces angles orientent les lames supérieures de manière à tendre la bande lors du cisaillage pour éviter son flambement (α_1), et à favoriser une pénétration progressive des lames dans la tôle pour diminuer les efforts de coupe (α_2), comme décrit dans les travaux de Dasgupta [DAS87]. Trois paramètres ajustables et couplés interviennent dans le cisaillage de rives : l'entrefer (E), le croisement (C) et l'angle de coupe (α_2). L'entrefer et le croisement sont le jeu entre les lames suivant l'axe x et l'axe y respectivement (figure 1.9a), et l'angle de coupe correspond à l'angle α_2 entre la lame supérieure et la normale à la surface de la tôle. La figure 1.10 illustre ces paramètres au travers de deux vues schématiques de la cisaille de rives.



a – *Vue schématique de la cisaille de rives.*



b – *Vue de face.*

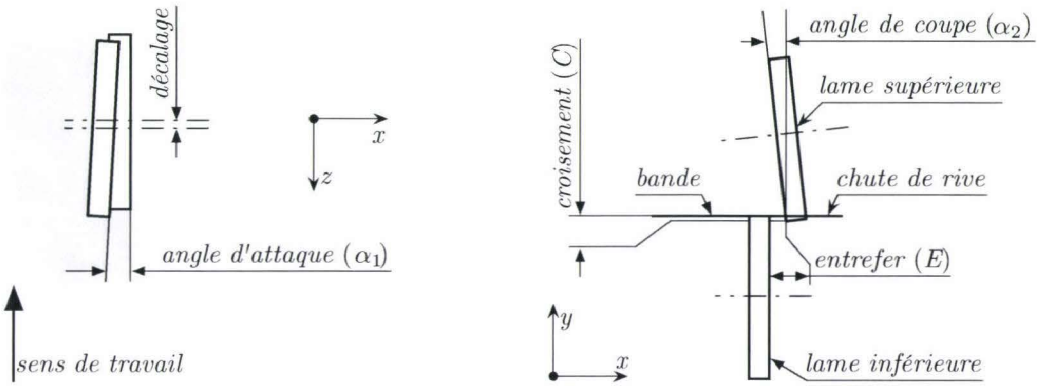


c – *Vue de côté.*

Fig. 1.9 – *Différentes vues de la cisaille de rives.*

La figure 1.11 permet de comprendre le fonctionnement de la cisaille via un schéma cinématique simplifié. Les paramètres de cisaillage sont définis en fonction de la nuance de l'acier cisaillé et de l'épaisseur de la tôle. Ils sont ajustés en fonction d'un seul paramètre cible, l'entrefer, via la modification de l'angle β. L'ajustement du croisement et de l'angle de coupe est implicite, régi par la cinématique de la cisaille via deux excentriques dont un double. Ces excentriques sont représentés par les chaines [BAC] et [DGFE].

D'un point de vue industriel, ce type de fonctionnement est pratique puisque le réglage des paramètres se fait en une seule fois. Cette conception permet en plus d'obtenir une finesse de réglage accrue. D'un point de vue technique et scientifique, ce type de conception présente un inconvénient majeur : il est impossible de faire



a – *Vue de dessus.* b – *Vue de face.*

Fig. 1.10 – *Illustration du procédé de cisaillage des rives et des paramètres de coupe.*

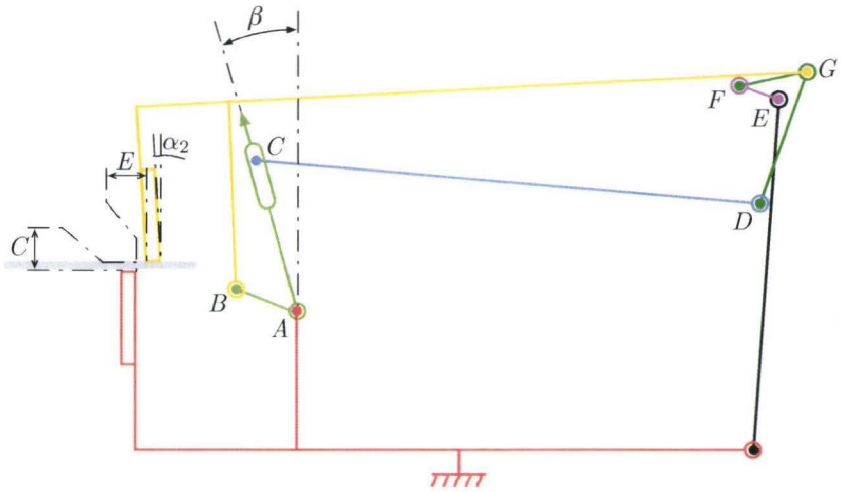


Fig. 1.11 – *Schéma cinématique simplifié d'une tête de cisaille.*

évoluer un paramètre indépendamment des deux autres. Dans la suite de ce chapitre, nous parlerons à plusieurs reprises de l'entrefer, mais il est important de retenir qu'il s'agit en fait d'un trio de paramètres dont l'ajustement se fait avec une valeur cible de l'entrefer.

1.3.3 Mécanismes de découpe des tôles

La figure 1.12 montre un profil typique de rive cisaillée par la cisaille de rives industrielle. Celui-ci est très proche des profils rencontrés dans d'autres procédés de découpe tels que le poinçonnage, largement étudié par Hambli *et al.* [HAM03], le cisaillage type « guillotine » étudié par Wisselink et Huétink [WIS04] ou bien sûr

le refendage, dont le principe est très similaire au cisaillage de rives, étudié entre autres par Bolt et Sillekens [BOL00] et par Saanouni [SAA06].

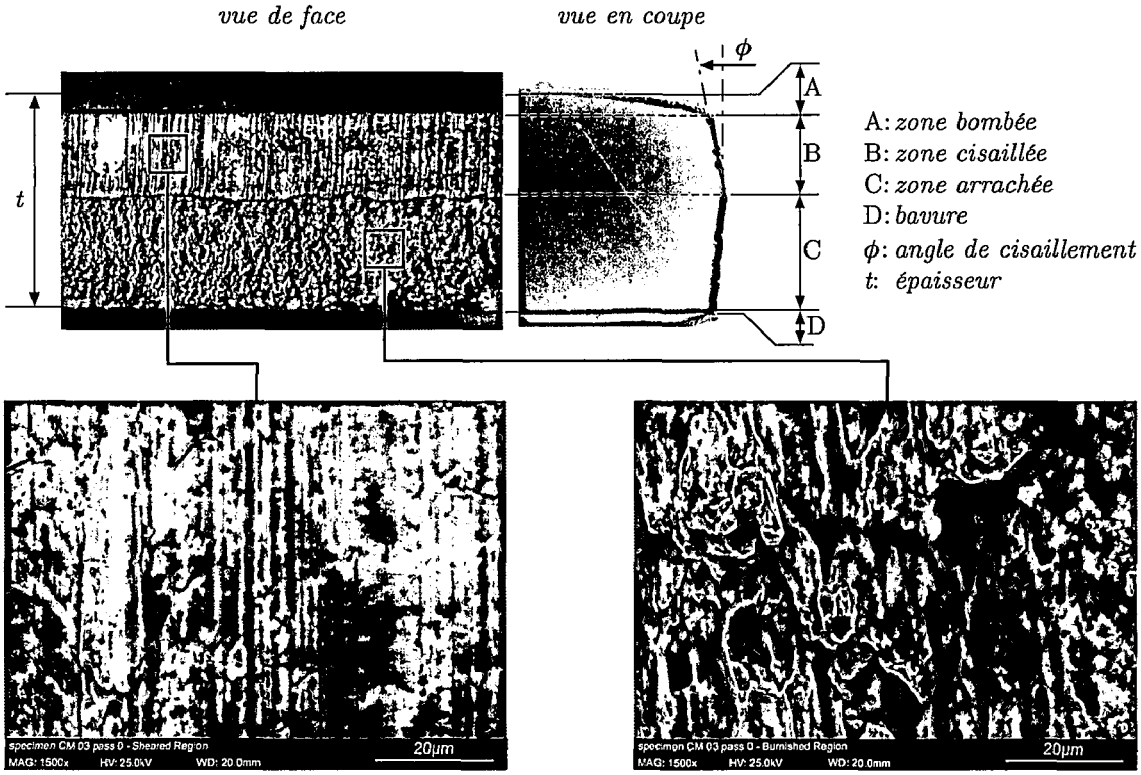


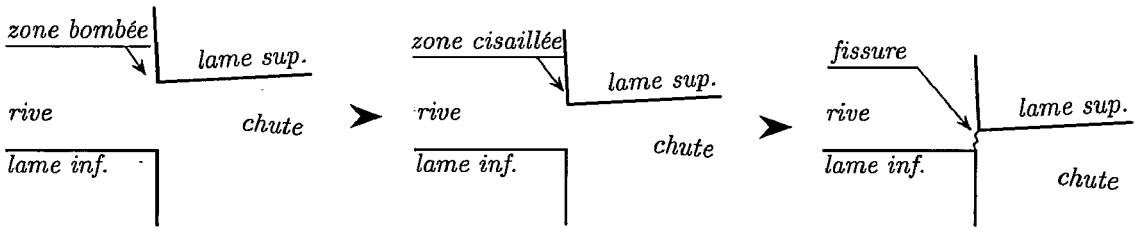
Fig. 1.12 – *Principales caractéristiques géométriques d'une rive cisaillée et micrographies au MEB des surfaces cisaillée (B) et arrachée (C).*

En suivant une section de la rive durant le cisaillage en continu, le contact des lames sur la tôle applique dans un premier temps un moment de flexion, puis le procédé de cisaillage commence. Les étapes du cisaillage s'enchaînent alors comme suit :

1. la première zone générée (A), appelée « zone bombée », est soumise à un chargement en compression avec déformation plastique, sans apparition de défaut ni d'endommagement notable [WIS00] ;
2. la zone B correspond à la « zone cisaillée » à proprement parler, dont la hauteur augmente avec la pénétration des lames. Le frottement de la lame supérieure de la cisaille contre la tôle rend cette surface brillante ; on remarque d'ailleurs les stries verticales qui en résultent ;
3. enfin, lorsque le matériau atteint ses limites de formage, des fissures apparaissent et se propagent, conduisant à la rupture totale de la matière. Cette zone C,

appelée « zone arrachée », dont la surface présente des cupules (figure 1.12) est caractéristique d'une rupture ductile [GHO05].

Le réglage des paramètres de cisaillage, notamment l'entrefer et le croisement (liés dans notre cas), peut conduire à l'apparition d'une bavure notée D sur la figure 1.12 [GHO05, GOL06]. Les étapes décrites ci-dessus sont illustrées sur la figure 1.13.



a – *défo. plastique, zone A.* b – *cisaillement, zone B.* c – *arrachement, zone C.*

Fig. 1.13 – *Les trois principales étapes du cisaillage de rives.*

1.4 Influence du cisaillage de rives sur l'état du matériau

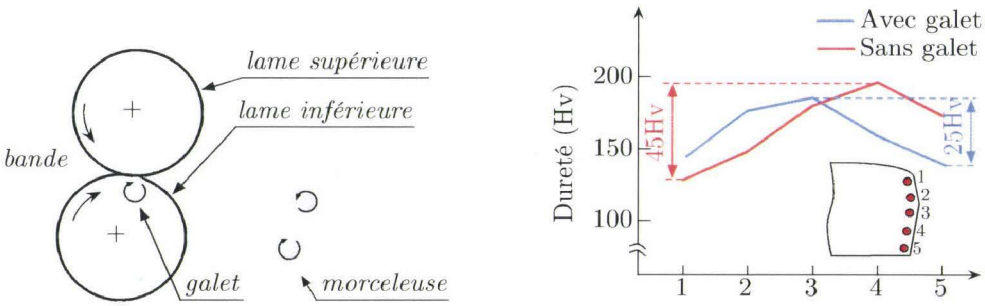
Le procédé de cisaillage de rives conduit inévitablement à un écrouissage de la matière en surface mais aussi à cœur, du fait des grandes déformations appliquées au matériau. En effet, les zones proches des surfaces découpées sont fortement sollicitées par le procédé de cisaillage qui applique d'importants efforts sur la tôle via les outils de coupe. L'état mécanique du matériau au voisinage de la coupe s'en trouve donc affecté et sera conservé jusqu'au recuit de recristallisation, avant galvanisation de la bande.

Cette section présente certains facteurs qui peuvent avoir une influence significative sur l'état d'écrouissage du matériau en sortie de cisaillage.

1.4.1 Influence du maintien de la chute de rive pendant la découpe

Selon Matsuda *et al.* [MAT93], un des facteurs prépondérants dans l'apparition de dents de scie durant le laminage des tôles est l'état d'écrouissage des rives après cisaillage. Leur étude a montré que le fait de supporter la chute de rive durant le cisaillage, grâce à un galet de maintien, permet de diminuer l'écrouissage final du matériau. Le taux de dents de scie durant le laminage des tôles ainsi cisaillées s'en est trouvé diminué.

La figure 1.14a illustre la solution technologique développée par Matsuda *et al.*, et l'influence de ce dispositif sur l'état d'écrouissage de la tôle est montré sur la figure 1.14b.



a – *Galet de maintien.* b – *État de dureté avec/sans galet* [MAT93].

Fig. 1.14 – *Positionnement du galet de maintien et influence sur l'écrouissage de la rive.*

Leur méthodologie a été validée par des essais de microdureté sur des rives cisaillées avec et sans le galet de maintien : les résultats montrent une diminution notable de la dureté de l'acier dans la zone arrachée (zone C sur la figure 1.12), réduisant ainsi le gradient de dureté sur la totalité du profil, passant de 45Hv sur la rive cisaillée sans galet, à 25Hv sur celle cisaillée avec galet de maintien (figure 1.14b). Ils ont appliqué cette méthode avec succès sur des aciers à bas interstitiels (IF), pour lesquels le risque de dents de scie a largement été diminué. Dans l'étude de Golovashchenko [GOL06], le même type de solution technologique est mis en œuvre dans le but de diminuer la création de fines métalliques lors du cisaillage (type « guillotine ») des tôles. La flexion de la chute provoquait en effet un deuxième cisaillage de la chute de tôle et générait des échardes métalliques. Le maintien de la chute permet donc de limiter sa flexion et ainsi de diminuer le risque de création de ce type de défaut.

La ligne de décapage-cisaillage de Myriad est également équipée de ce dispositif et, même si la mise en place d'un tel galet de maintien a permis de diminuer le taux de dents de scie notamment sur les aciers à très basse teneur en carbone (DX53D, section 1.2), le phénomène n'en reste pas moins présent.

1.4.2 Influence du réglage de l'entrefer

Comme décrit en début de chapitre et illustré par les mesures géométriques de dents de scie (section 1.2), l'apparition du défaut est sensible à la nuance du matériau. Une étude antérieure à ces travaux de thèse a été menée durant deux ans environ sur la nuance d'acier la plus ductile : DX53D, dont la composition est donnée dans le tableau 1.1. Cette étude avait pour but d'évaluer l'influence de l'entrefer (paramètre de cisaillage défini en section 1.3) sur l'apparition de dents de scie. Elle s'est basée sur le suivi de 500 rives, entre le décapage de la tôle et sa réduction d'épaisseur par le laminoir.

Au cours du suivi des bobines, le réglage de l'entrefer était relevé et l'état de chaque rive était visuellement vérifié au cours de la production. La conformité de chaque rive après laminage a pu être évaluée en fonction du rapport entrefer/épaisseur de la tôle ; deux grandeurs étroitement liées. En effet, le réglage de l'entrefer est effectué de manière à obtenir 1/3 de l'épaisseur de la tôle cisaillé, et les 2/3 restant arrachés (zones B et C, illustrées sur la figure 1.12). Les abaques de réglage de la cisaille ont été écrits de manière à respecter cette « règle de métier », en fonction du matériau et de l'épaisseur de la tôle. Au terme du suivi, le taux de conformité des bobines relatif au rapport entrefer/épaisseur de la tôle a pu être quantifié, les résultats sont donnés sous forme d'histogramme sur la figure 1.15.

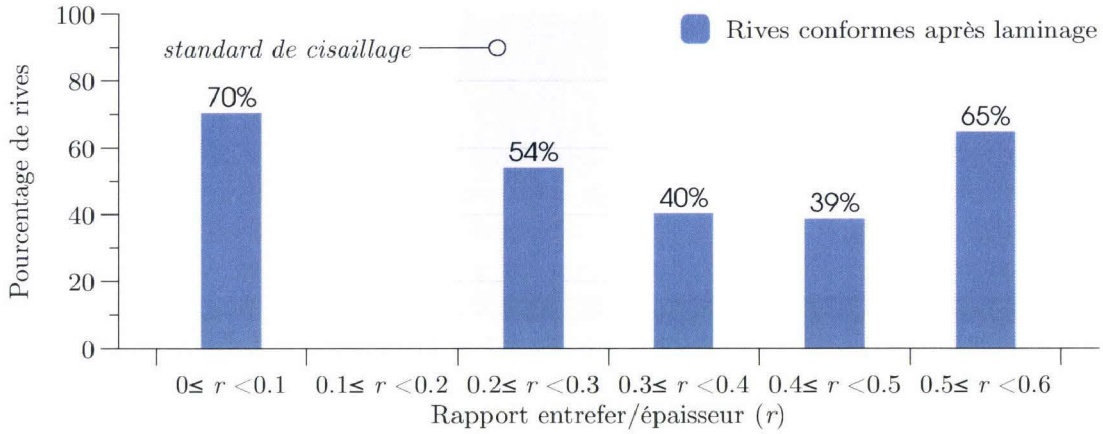


Fig. 1.15 – *Conformité des rives après laminage en fonction du rapport entrefer/épaisseur.*

L'observation du graphe de la figure 1.15 montre que lorsque l'abaque de réglage est suivi (ce qui correspond à la plage $[0.2; 0.3[$ sur l'axe des abscisses), le nombre de bobines conformes après laminage est particulièrement faible (54%). Si par contre le rapport entrefer/épaisseur diminue, ce qui engendre une plus grande zone cisaillée et correspond à la plage $[0; 0.1[$ sur l'axe des abscisses, la conformité des bobines est favorisée : elle passe de 54% à 70%. Ce constat revient à dire que pour les nuances sensibles au moins, la règle des 1/3–2/3 n'est pas applicable et qu'il convient de diminuer l'entrefer pour couper nettement la tôle, et non pas la « mâcher ».

Dans l'étude de Golovashchenko [GOL06], citée dans la section 1.4.1, l'auteur postule que la diminution des défauts relatifs au cisaillage peut être considérablement favorisée par la réduction de l'entrefer, ce qui est en accord avec les constatations précédentes. Selon lui, un entrefer de l'ordre de 0.5% de l'épaisseur de la tôle, contre 20% à 30% dans notre étude, permet d'augmenter la pression hydrostatique dans la zone de l'entrefer. Le matériau résiste donc mieux aux efforts de coupe et

la taille de la zone cisaillée est augmentée. L'étude de Hilditch et Hodgson [HIL05] ou plus anciennement celle de Taupin *et al.* [TAU96], vont d'ailleurs dans ce sens. Comme Golovashchenko, Hilditch et Hodgson ont cherché à diminuer les risques de création de bavures lors du cisaillage en optimisant l'entrefer. Leurs résultats confirment l'effet de l'entrefer sur la qualité des tôles cisaillées, tout en incriminant également la forme des outils pour de faibles valeurs d'entrefer. Golovashchenko a pallié cet inconvénient en utilisant une lame supérieure avec un rayon d'arête important, permettant de localiser la bavure sur la chute plutôt que sur la pièce.

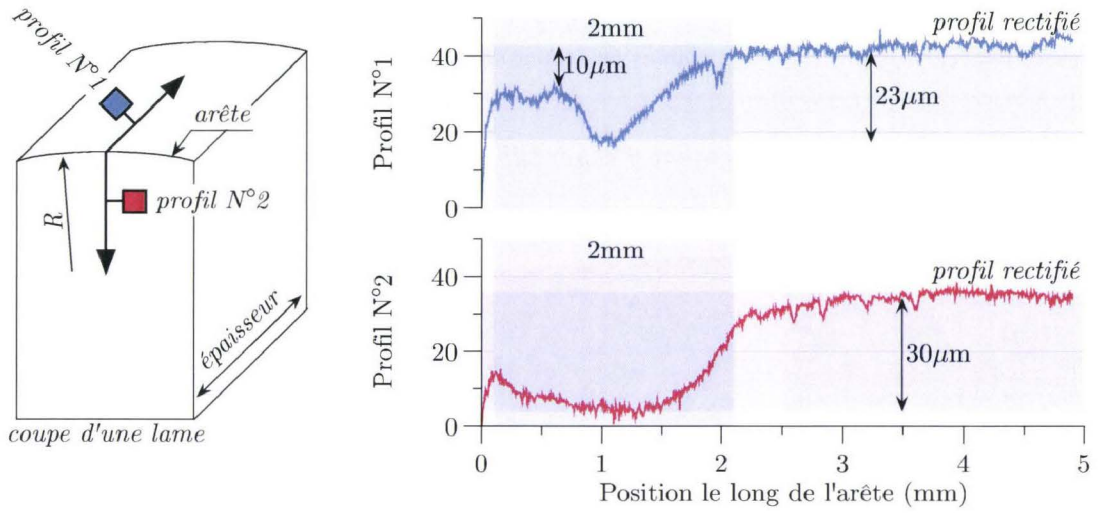
D'un point de vue général, l'entrefer peut également être affecté par l'usure des lames, dont les surfaces en contact avec la tôle à découper s'usent. La précédente conclusion nous conduit donc à étudier, dans la section suivante, l'influence de l'usure des lames sur l'entrefer et sur l'état mécanique de l'acier après cisaillage.

1.4.3 Influence de l'usure des lames

L'étude de Matsuda *et al.* [MAT93] (section 1.4.1) ainsi que le suivi de la conformité des rives de nuance DX53D (section 1.4.2) ont montré l'influence des conditions de cisaillage sur l'apparition du défaut de dents de scie. Le réglage de l'entrefer a notamment montré un effet important sur l'apparition du défaut. Il est probablement influencé par l'usure des lames. Ceci nous conduit dans un premier temps vers la quantification de l'usure des lames puis vers l'analyse de l'effet de cette usure sur l'état d'écrouissage des rives après cisaillage.

A l'aide d'un rugosimètre 3D interférométrique, l'usure de l'arête tranchante est quantifiée sur un échantillon d'une lame inférieure en fin de vie. Deux mesures sont réalisées sur les deux faces de la lame en contact avec la tôle. La figure 1.16a montre un schéma de l'arête tranchante prélevée et des profils mesurés. Les profils sont quant à eux tracés sur le graphe de la figure 1.16b.

Le graphe de la figure 1.16b montre que la lame a subi une usure importante sur les deux faces en contact avec la tôle. Les profils d'usure sont en effet étendus sur une longueur de 2mm chacun en partant de l'arête tranchante. Pour le profil N°2 en particulier, les 2mm d'usure correspondent approximativement à l'épaisseur courante des tôles cisaillées chez Myriad. Toujours sur le profil N°2, l'usure provoque une diminution de l'épaisseur de la lame de 30μm, ce qui correspond à environ 10% d'augmentation de l'entrefer pour une tôle de 2.3mm d'épaisseur. Cette constatation est à mettre en regard de l'analyse statistique effectuée précédemment (figure 1.15, section 1.4.2), qui montrait que l'augmentation de l'entrefer pour une épaisseur de tôle donnée augmentait le risque de dents de scie après laminage. Le croisement des lames est également affecté par l'usure ; le rayon R de la lame mesurée ici est diminué de 10μm à 23μm. La figure 1.17 montre une schématisation de l'usure de la lame considérée en situation de cisaillage et permet de situer l'ampleur de l'usure de celle-ci par rapport à l'épaisseur de la tôle.



a – *Schéma des profils.*

b – *Profils mesurés sur l'arête tranchante.*

Fig. 1.16 – *Mesures du profil de l'arête tranchante d'une lame inférieure en fin de vie.*

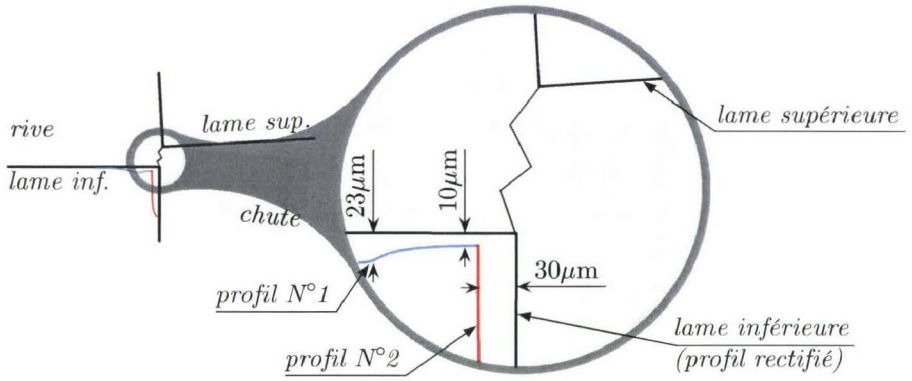


Fig. 1.17 – *Schématisation de l'effet de l'usure de la lame inférieure sur l'entrefer et le croisement des lames.*

Pour quantifier l'effet de l'usure des lames sur l'état d'écrouissage de la rive après cisaillage, trois prélèvements de rives cisaillées sont effectués pour trois niveaux de vie d'un jeu de lames de cisaille : lames neuves, en milieu de vie et en fin de vie. La figure 1.18 illustre le protocole de prélèvement suivi. Cette analyse est effectuée sur la nuance DX51D ; la nuance DX53D n'étant plus laminée sur le site industriel.

Les échantillons prélevés sont enrobés puis polis de manière à obtenir une surface d'observation plane. Les échantillons préparés sont illustrés sur la figure 1.19. Pour chaque échantillon, les principales zones du profil cisaillé sont mesurées, c'est-à-dire la partie cisaillée B, la partie arrachée C et l'angle de coupe ϕ (définis précédemment sur la figure 1.12).

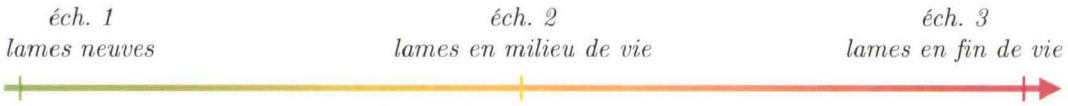
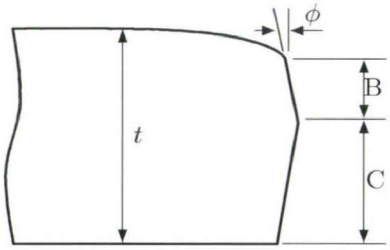


Fig. 1.18 – *Protocole de prélèvement d'échantillons suivant le niveau de vie des lames.*

a b c

Fig. 1.19 – *Profils de rives cisaillées avec :* a – *lames neuves ;* b – *lames en milieu de vie ;* c – *lames en fin de vie.*

Les mesures géométriques effectuées sur les rives cisaillées sont illustrées sur la figure 1.20 et les résultats sont donnés sur le tableau 1.3.

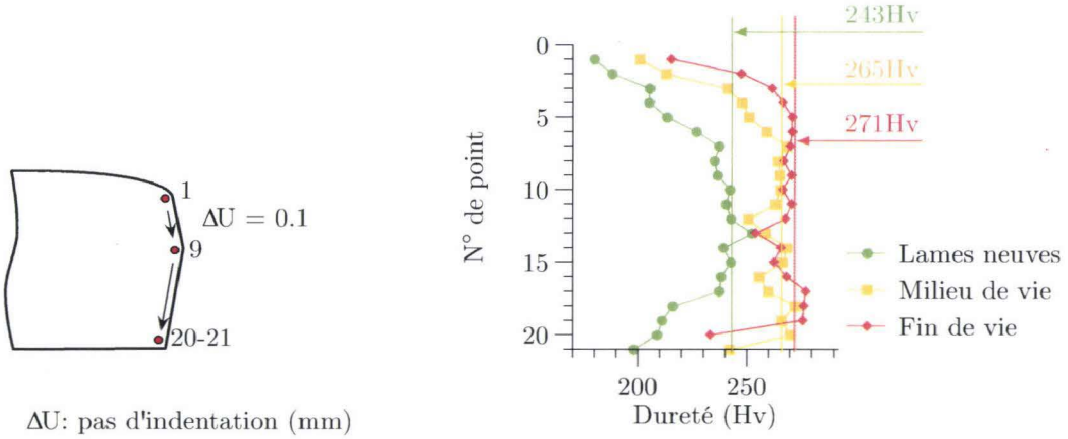


Éch.	t (mm)	B (mm)	C (mm)	ϕ (deg)
1	2.46	1.22	0,97	6,4
2	2.50	0.75	1.48	10.2
3	2.38	0.77	1.37	8.2

Fig. 1.20 & Tab. 1.3 – *Mesures des principales caractéristiques géométriques des rives cisaillées.*

Les mesures effectuées sur ces trois profils montrent dans un premier temps que la hauteur de la zone cisaillée diffère d'un échantillon à l'autre, notamment entre le premier et le deuxième échantillon. Celle-ci diminue de près de 40%, en passant de 1.22mm à 0.75mm. La différence entre le deuxième et le troisième échantillon est quasiment nulle. La zone arrachée de l'échantillon est donc augmentée entre les échantillons 1 et 3, puisque ces zones B et C sont complémentaires. La valeur de l'angle cisaillé ϕ ne nous donne par contre aucune information, si ce n'est sa faible répétabilité.

Ces trois échantillons sont soumis à des mesures de microdureté Vickers en vue de la quantification de l'influence de l'usure des lames sur l'état de contrainte résiduelles en extrême rive. La figure 1.21a illustre le schéma d'indentation suivi et les résultats sont donnés sur le graphe de la figure 1.21b.



a – *Schéma d'indentation.*

b – *Résultats.*

Fig. 1.21 – *Mesures de microdureté suivant le profil des rives prélevées.*

Le graphe de la figure 1.21b montre que la dureté en extrême rive augmente avec l'usure des lames. Comme pour les mesures géométriques sur les profils cisaillés, une importante différence est constatée entre le premier et le deuxième échantillon, dont la dureté maximale passe de 243Hv à 265Hv. L'effet de l'usure des lames sur l'état mécanique des rives est donc clairement mise en évidence. L'écart de dureté entre le deuxième et le troisième échantillon est relativement faible, elle passe de 265Hv à 271Hv. Le profil de dureté relevé sur la rive cisaillée avec des lames neuves montre une dureté plus élevée à mi-épaisseur de la tôle que près de ses faces supérieure et inférieure. La même remarque est effectuée par Dalloz [DAL07], dans ses travaux sur la formabilité des tôles après leur découpe. Ses résultats sont en effet similaires à ceux illustrés sur la figure 1.21. Ces mesures ont également montré que l'écrouissage de la tôle cisaillée s'étendait sur une distance d'environ 1mm à partir du bord cisaillé, pour une tôle dont l'épaisseur est de 4mm.

Dans leur étude numérique, Ko *et al.* [KO97] ont simulé le cisaillage d'une tôle pour deux entrefers différents : 10% et 20% de l'épaisseur de la tôle. Les auteurs ont établi des cartes d'écrouissage de la tôle dans la zone de l'entrefer qui montrent d'une part que l'étendue de la zone écrouie est réduite dans le cas d'un entrefer de 10%. De plus, au voisinage des outils, le taux d'écrouissage est inférieur par rapport au cisaillage avec un entrefer de 20%, ce qui est cohérent avec les mesures de microdureté effectuées précédemment.

1.4.4 Synthèse

Cette section a permis de cerner l'influence de trois facteurs liés au cisaillage sur l'apparition de dents de scie au laminage à froid (le maintien de la chute de rive, l'entrefer et l'usure des lames), par le biais d'analyses statistiques effectuées sur le site industriel, de mesures mécaniques et de références bibliographiques. En plus de la nature du procédé de cisaillage, dont le mécanisme repose sur la création de grandes déformations, les trois facteurs d'influence présentés convergent vers un impact de l'écrouissage de la tôle sur l'apparition du défaut.

Dalloz [DAL07] et Dalloz *et al.* [DAL09] ont étudié l'influence du cisaillage des tôles d'acier dual phase sur leur formabilité. L'effet de l'écrouissage est mis en évidence par des essais de traction sur deux jeux d'éprouvettes prélevées au niveau de l'arête cisaillée, dont l'un a été usiné de manière à supprimer une partie de la zone écrouie. Les réponses globales contrainte–déformation présentées par les auteurs montrent que, par rapport aux éprouvettes usinées, l'allongement à rupture est divisé par deux pour les éprouvettes sollicitées directement après cisaillage. De plus, la rupture des éprouvettes du premier jeu ne montre pas d'effondrement des contraintes dû à la striction et l'endommagement, conséquence directe de la fissuration de l'éprouvette : une fois une fissure amorcée sur l'une des arêtes des éprouvettes, sa progression est gouvernée par le taux de restitution d'énergie et non plus par la théorie de l'endommagement ductile.

Dans la suite de l'étude (chapitre 2), l'influence de l'écrouissage dû au cisaillage des rives sur leur comportement sera quantifiée via des essais expérimentaux de déformation plastique type laminage.

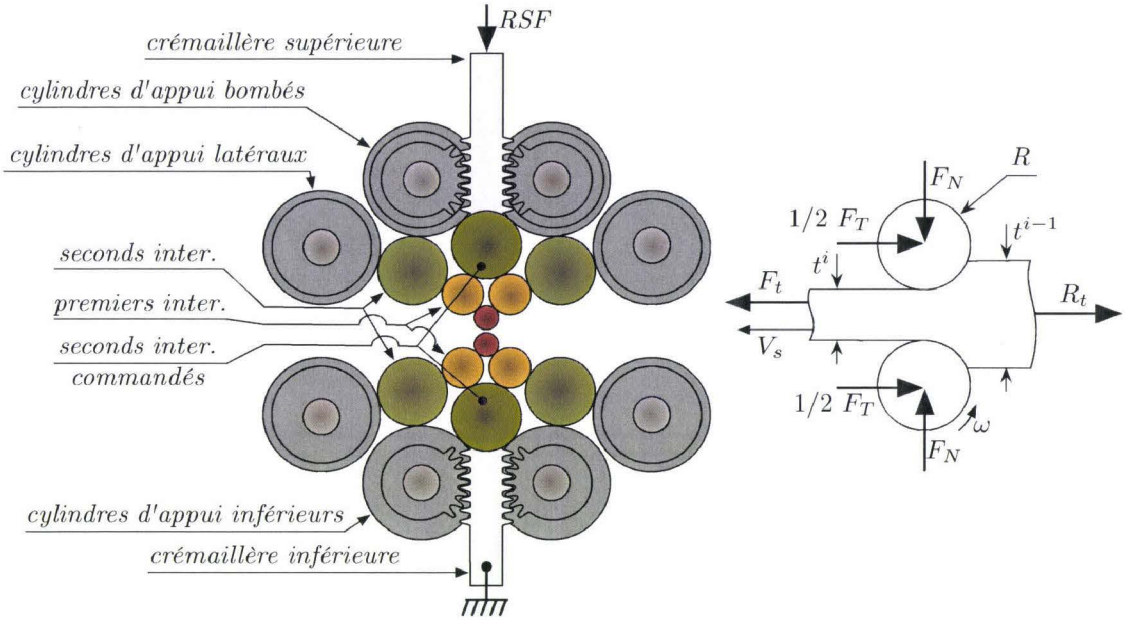
1.5 Le laminoir

En faisant abstraction de l'étape de décapage de la tôle, le laminage à froid est la deuxième étape du processus de fabrication. Il est le fournisseur interne des lignes de galvanisation et de peinture. En effet, les tôles cisaillées après décapage ont une épaisseur moyenne de 2.3mm, trop importante pour le client. Les bobines de tôle sont donc laminées pour en diminuer l'épaisseur et leur donner un état de surface compatible avec la galvanisation. Le laminage est également l'étape qui va révéler le défaut de dents de scie et l'amplifier au fil des passes.

Le laminoir utilisé sur le site industriel est de type Sendzimir (ZR 22-B). Son fonctionnement a été largement étudié par Deltombe [DEL01] et Louaisil [LOU08] au cours de thèses axées principalement sur l'optimisation de la conduite du laminoir et du régime de lubrification. Dans cette section, le laminoir est présenté dans son ensemble.

1.5.1 Présentation du laminoir Sendzimir

Le principe des laminoirs type Sendzimir repose sur un empilement de cylindres destiné à démultiplier les efforts dans la cage et donc à diminuer l'effort à fournir pour une même réduction d'épaisseur, en comparaison avec les laminoirs classiques de type duo ou quarto. La cage du laminoir Sendzimir de Myriad est constituée de 20 cylindres, celle-ci est schématisée sur la figure 1.22a et son emprise est détaillée sur la figure 1.22b.



a – *Cage du laminoir ZR 22-B.* b – *Emprise du laminoir.*

Fig. 1.22 – *Vue schématique de la cage du laminoir Sendzimir de Myriad et de l'emprise.*

Ce laminoir est régulé en effort, c'est-à-dire que ses paramètres de pilotage (ou d'entrée) sont :

- l'effort de serrage RSF (Roll Separating Force) qui correspond à l'expression démultipliée de l'effort normal F_N appliqué aux cylindres et détermine le taux de réduction p ;
- les efforts de traction F_t et de retenue R_t, dont le différentiel correspond à l'effort tangentiel F_T appliqué aux cylindres ;
- le couple appliqué aux cylindres seconds intermédiaires commandés qui permet de contrôler leur vitesse de rotation qui est transmise, par frottement avec les premiers intermédiaires, aux cylindres de travail. La vitesse résultante sur ces derniers est ω.

Les paramètres de sortie du laminoir sont donc :

- le taux de réduction p, calculé par la relation 1.1
- le glissement en avant G_{av} (equation 1.2) qui permet de comparer la vitesse de sortie de la bande V_s avec la vitesse linéaire des cylindres ωR.

$$p = \frac{t^i - t^{i-1}}{t^{i-1}} \tag{1.1}$$

$$G_{av} = \frac{V_s - \omega R}{\omega R} \tag{1.2}$$

1.5.2 L'emprise : conditions de contact et effets sur la tôle

Lubrification du contact bande/cylindre

Sur ce type de laminoir, la lubrification du contact bande/cylindre est effectuée par une émulsion d'huile dans de l'eau. Son rôle est double : elle permet de lubrifier les surfaces en contact de manière à les protéger, et elle sert de fluide caloporteur en vue du refroidissement du contact. L'alimentation en lubrifiant suit ici la théorie de la concentration dynamique, décrite par Montmitonnet [MON01] et Kosasih et Tieu [KOS07] : du fait de la viscosité du lubrifiant et de la rugosité des surfaces de la bande, la vitesse de celle-ci entraîne majoritairement de l'huile vers l'emprise. L'eau qui a également été entraînée est chassée vers l'entrée du contact à mesure que la bande avance dans l'emprise et l'émulsion d'huile dans l'eau se transforme en eau dans l'huile. Ce phénomène est illustré sur la figure 1.23.

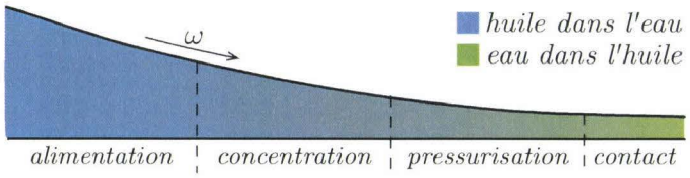


Fig. 1.23 – *Schématisation de la théorie de la concentration dynamique.*

Sur le laminoir industriel, l'épaisseur du film lubrifiant entre la bande et le cylindre correspond à un régime de lubrification quasi-limite, c'est-à-dire que le contact bande/cylindre est sévère. En effet, la majorité du lubrifiant est emprisonnée par les cavités dues à la rugosité de la bande et du cylindre et le surplus est chassé vers l'entrée de l'emprise. Il y a donc de nombreux contacts entre les aspérités de la bande et du cylindre.

L'objectif de ces travaux n'est pas de déterminer l'influence du lubrifiant, dont l'effet est surtout notable sur l'état final des surfaces de la tôle en contact avec les

cylindres de travail et sur les cylindres eux-mêmes. L'étude se concentrera sur la modification des conditions de contact engendrée par le glissement en avant, comme décrit ci-dessous.

1.5.3 Influence du glissement en avant sur l'emprise

Le glissement en avant est un paramètre clé du laminage des tôles : il permet d'évaluer la distribution des vitesses bande/cylindre. Un glissement en avant négatif engendre un phénomène de patinage entre la bande et les cylindres, ce qui entraîne généralement des problèmes d'état de surface sur la bande [DEL01]. Lorsque le glissement en avant est trop élevé, le différentiel de vitesses entre la bande et les cylindres est important et entraîne là encore des défauts de surface sur la tôle et dégrade les outils.

Le glissement en avant est maîtrisé par le lamineur puisque, dans l'équation 1.2, celui-ci est calculé par la vitesse de sortie de la bande V_s et la vitesse angulaire des cylindres ω. Ces deux paramètres sont en effet des paramètres de pilotage du laminoir.

Si la vitesse linéaire du cylindre est comprise entre les vitesses d'entrée et de sortie de la bande, il existe, par conservation du débit de matière, un « point neutre » pour lequel le différentiel de vitesse entre la bande et le cylindre s'annule. La figure 1.24 schématise l'emprise avec les zones liées à sa cinématique. Les points E, N et S correspondent à l'entrée de l'emprise (début du contact bande/cylindre), au point neutre et à la sortie de l'emprise (fin du contact). L_α est la longueur relative à l'angle α que forment les points N et S avec le centre du cylindre et L est la longueur totale du contact.

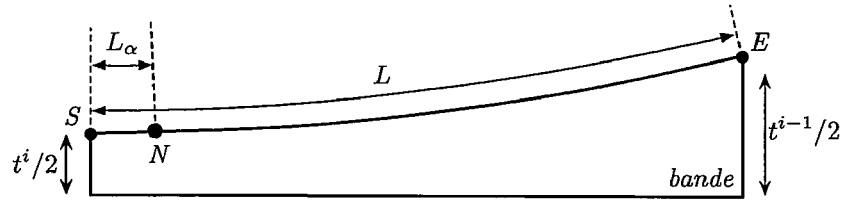


Fig. 1.24 – *Illustration de l'emprise et des zones de contact bande/cylindre.*

Sur ce schéma, on considère donc trois zones de contact :

- la zone entre l'entrée E de l'emprise et le point neutre N dans laquelle la vitesse linéaire du cylindre de travail est supérieure à celle de la bande. Le frottement bande/cylindre est moteur de l'avancée de la bande, le contact est de type glissant et la contrainte tangentielle au niveau du contact est orientée dans le sens de laminage. Cette zone est appelée « zone d'entraînement ».
- la diminution de l'épaisseur de la bande dans la zone E-N conduit à l'annulation de la vitesse relative entre le cylindre et la bande au point neutre N. Le contact

bande/cylindre en ce point est de type collant avec annulation de la contrainte tangentielle.

- entre le point neutre et la sortie de l'emprise S la vitesse relative entre le cylindre et la bande est inversée par rapport à la zone d'entraînement, et la contrainte tangentielle au niveau du contact bande/cylindre est orientée dans le sens opposé au défilement de la bande. Le frottement n'est plus moteur de l'avancée de la bande ; cette zone est appelée « zone frein ».

Le glissement en avant affecte donc la position du point neutre dans l'emprise. Dans le cas d'un glissement en avant faible (faible différence entre la vitesse de sortie de la bande et la vitesse linéaire du cylindre), le point neutre se situe proche de la sortie de l'emprise. La taille de la zone d'entraînement $(L - L_\alpha)$ est très grande par rapport à celle de la zone frein. C'est le cas du procédé industriel étudié pour lequel le glissement en avant est compris entre $G^1_{av} = 1\%$ pour la première passe, et $G^2_{av} = 3.5\%$ pour la deuxième passe en moyenne. Lorsque le glissement en avant augmente, le point neutre se déplace vers l'entrée de l'emprise et la taille de la zone d'entraînement diminue au profit de la zone frein.

Pour des raisons évidentes de logistique et de productivité, le laminoir industriel ne peut pas être utilisé à des fins expérimentales. Dans ces travaux de thèse, un banc d'essais permettant de reproduire les conditions de contact décrites précédemment sera utilisé. La configuration de ce banc d'essais étant différente de celle du laminoir industriel, notamment en termes de vitesses, de lubrification et de conditions aux limites, l'influence des paramètres de contact intrinsèques de ce banc d'essais sera détaillée au chapitre 2.

1.6 Conclusions

La première partie de ce chapitre a permis de définir la morphologie du défaut de rives en dents de scie. La caractérisation géométrique de celles-ci sur différentes nuances d'acier a montré la dépendance du défaut à la ductilité du matériau, en plus de sa sensibilité à l'épaisseur finale de la bande.

La suite de ce chapitre se concentre sur les procédés qui entrent dans la création de rives en dents de scie. Concernant la cisaille de rives, l'influence des paramètres de cisaillage sur l'apparition du défaut étudié durant la phase de laminage à froid est illustrée au travers de données collectées sur le site industriel. De plus, les analyses de profilométrie effectuées sur une lame de cisaille en fin de vie ont permis de relier l'usure des lames au réglage de l'entrefer, valeur cible par laquelle la cisaille est pilotée. L'effet sur la tôle est une augmentation de la dureté de l'acier en extrême rive, relatif à l'écrouissage engendré par le procédé de cisaillage.

La caractérisation géométrique des dents de scie a montré la dépendance du défaut à l'épaisseur finale de la tôle, ce qui implique directement le procédé de laminage à froid. Le laminoir industriel est donc présenté ainsi que les paramètres qui

permettent sa conduite et la maîtrise des conditions de contact bande/cylindre. La présentation du laminoir est ici succincte puisque, comme pour la cisaille de rives, l'étude des conditions de contact directement sur le site industriel n'est pas envisageable. Lors d'études antérieures, un banc d'essais a été développé par l'équipe de recherche et sera utilisé dans le chapitre suivant. Le fonctionnement de ce banc d'essais sera alors détaillé ainsi que les conditions de contact, qui sont représentatives du cas industriel. L'influence du glissement en avant sur les efforts et les conditions de contact mis en jeu durant le laminage, brièvement présentée ici, sera alors quantifiée.

Les procédés présentés ont donc un impact sur l'apparition du défaut de dents de scie en rive et seront étudiés. Du point de vue de la cisaille de rives, comme décrit plus haut dans ce chapitre, sa cinématique lie les paramètres de coupe entre eux. Il n'est donc pas possible d'évaluer l'effet de l'entrefer, du croisement ou de l'angle de coupe seuls sur le profil cisaillé et sur le niveau d'écrouissage final dans la rive. Il sera donc nécessaire de considérer un jeu de paramètres et non pas un seul d'entre eux. De plus, le volume de laminage des aciers de nuance DX52D et DX53D chez Myriad a fortement diminué. Les travaux présentés dans ce mémoire se focalisent donc sur la nuance la plus courante sur le site industriel : DX51D. Côté laminoir, sa contribution à la création du défaut est avérée puisque d'une part le défaut apparaît pendant la réduction de l'épaisseur de la tôle, et d'autre part un écoulement de matière latéral convergeant vers le défaut est constaté après le laminage.

Deux facteurs prépondérants dans la création de rives en dents de scie sont mis en avant : le taux de réduction de l'épaisseur de la tôle et l'écrouissage généré par le cisaillage des rives.

Dans le chapitre 2, l'effet de ces deux facteurs sera quantifié expérimentalement via deux campagnes d'essais, mettant en œuvre un banc d'essais qui permet de reproduire les conditions de contact industrielles. Dans les chapitres 3 et 4, la séquence cisaillage-laminage sera reproduite numériquement. Cette dernière étape permettra une analyse plus fine des conditions de laminage dans le but d'identifier les paramètres responsables de l'apparition du défaut.

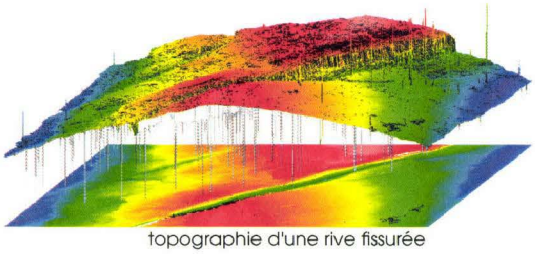
Initiation du défaut sur banc d'essais expérimental

Chapitre

En quelques mots...

L'Upsetting Rolling Test est utilisé dans le but de reproduire les conditions de contact bande/cylindre dans le cas de rives cisaillées industriellement. Dans un premier temps, sa cinématique globale, sa conduite ainsi que le comportement de l'emprise en fonction des paramètres de pilotage sont présentés. Dans un deuxième temps, la méthodologie de préparation des éprouvettes est détaillée, et le choix des paramètres de laminage pour deux campagnes d'essais est effectué. Les résultats des essais expérimentaux sont enfin présentés et analysés, conduisant à des solutions concrètes quant à la réduction du défaut de rives en dents de scie durant le laminage industriel des tôles.

rive fissurée en deuxième passe de déformation avec l'URT



topographie d'une rive fissurée

Sommaire

2.1 Introduction 34
2.2 L'Upsetting Rolling Test 34
2.3 L'URT au service de l'étude des défauts de rive 39
2.4 Conclusions 64

2.1 Introduction

L'étude menée dans ce chapitre a pour but d'analyser l'influence des conditions de contact bande/cylindre sur le comportement des rives cisaillées, durant le laminage. Cette étude est menée grâce à l'URT avec des éprouvettes prélevées sur le site industriel. Deux jeux de paramètres de contact sont utilisés pour deux cas test :

- le cas industriel pour lequel les éprouvettes prélevées sont directement déformées sur le banc d'essais : dans ce cas nous parlerons d'« éprouvettes ST » (*Simply Trimmed*) ;
- un cas expérimental pour lequel les éprouvettes auront subi un traitement thermique de relaxation des contraintes avant déformation sur le banc d'essais. Les éprouvettes considérées dans ce cas seront identifiées par « éprouvettes TH » (*Trimmed and Heat treated*).

Dans un premier temps l'URT est présenté avec ses paramètres de conduite et ses particularités. Le déroulement d'un essai expérimental est détaillé pas à pas pour définir la méthodologie mise en œuvre lors des deux campagnes d'essais.

Dans un deuxième temps la mise en place des essais expérimentaux est détaillée, incluant le mode de prélèvement des éprouvettes et la détermination des deux jeux de paramètres de contact.

L'influence de la tribologie des éprouvettes sur le comportement du banc d'essais est enfin exposée et les résultats des deux campagnes expérimentales sont illustrés et discutés, pour les deux cas d'éprouvettes (ST et TH).

2.2 L'Upsetting Rolling Test

L'étude des conditions de contact bande/cylindre durant le laminage directement sur le site industriel est difficile à mettre en œuvre, notamment à cause des impératifs de production et de qualité. Il est donc impossible d'effectuer une étude de sensibilité en faisant varier un paramètre ou un autre sans affecter le produit fini ou le temps de traitement des bobines de tôle lors du prélèvement d'échantillons.

Pour ces raisons, l'Upsetting Rolling Test (URT) a été conçu au LAMIH et développé par Deltombe [DEL01]. Ce banc d'essai reproduit les caractéristiques mécaniques de contact entre la bande et le cylindre et a permis des avancées industrielles significatives, notamment en termes d'optimisation des schémas de laminage [DEL01], du régime de lubrification ou du choix du lubrifiant lui-même [LOU09]. La conception de l'URT a en partie été revue par Louaisil [LOU08] afin de pouvoir

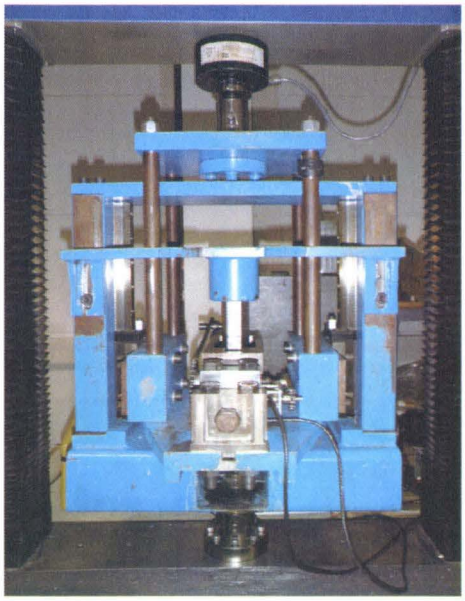
Les travaux exposés dans ce chapitre ont fait l'objet d'un article et d'une communication internationale :
C. Hubert, L. Dubar, M. Dubar A. Dubois. "Experimental simulation of strip edge cracking in steel rolling sequences", *International Journal of Materials Processing Technologies*, vol. 210 (12), pp. 1587-1597, 2010
C. Hubert, L. Dubar, M. Dubar, A. Dubois. Strip edge cracking simulation in cold rolling. *AMPT2010 - Advances in Materials and Processing Technologies*, Paris, France, 2010.

utiliser un cylindre de diamètre identique à ceux utilisés sur le Sendzimir, d'environ 60mm, plutôt qu'un cylindre à l'échelle 1 : 2.

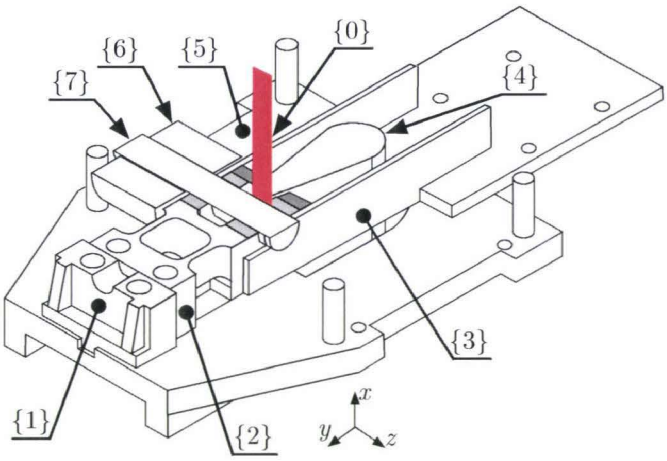
Dans le cadre de cette thèse, l'URT est utilisé pour analyser l'influence des conditions de laminage sur l'apparition de défauts en rive : les dents de scie.

2.2.1 Présentation du banc d'essais

L'Upsetting Rolling Test a été conçu de manière à pouvoir être monté sur une machine de traction classique. La figure 2.1a montre l'URT en situation d'essai et la figure 2.1b en montre une illustration en trois dimensions.



a – *L'Upsetting Rolling Test.*



b – *Schéma de l'URT.*

Fig. 2.1 – *Banc d'essais monté sur la machine de traction, et vue schématique.*

Le banc d'essais est principalement constitué de deux assemblages : l'un fixe avec les pièces {0-4}, relié au bâti de la machine de traction, et le second relié à la traverse de la machine, constitué des pièces {1-3, 5-7}. L'éprouvette à déformer est positionnée sur l'appui numéroté {4} et est maintenue en position par une vis. Le réglage de la prise de fer se fait grâce la vis de serrage {1} qui déplace l'ensemble {2-3,6-7}, c'est-à-dire le capteur d'effort, l'ensemble moteur et le cylindre, vers l'éprouvette. Le cylindre de travail est entraîné en rotation par un moteur situé à l'arrière du banc d'essais (non représenté) par l'intermédiaire d'une chaîne et de la roue dentée {7}. Les efforts normal et tangentiel sont obtenus respectivement via la pièce {2} sur le schéma 2.1b, de section calibrée et instrumentée d'un pont de jauges, et par la cellule de force de la machine de traction qui est reliée à sa traverse. La vitesse de rotation du cylindre est mesurée par un codeur incrémental.

2.2.2 Conduite de l'URT et lubrification du contact

À l'inverse du laminoir industriel (section 1.5), l'URT est piloté en « déplacement », ce qui signifie que les paramètres d'entrée sont :

- le taux de réduction de l'épaisseur de la tôle p (equation 2.1), qui dépend des épaisseurs initiale t^{i-1} et finale t^i de celle-ci (i étant le numéro de la passe en cours) ;
- la vitesse relative entre le cylindre et la bande, appelée glissement en avant, noté G_{av}. Dans l'equation 2.2, ω est la vitesse angulaire du cylindre de travail, R est son rayon et V_s est la vitesse de sortie de la bande, qui correspond dans le cas de notre banc d'essai à la vitesse de déplacement de la traverse.

La figure 2.2 montre l'emprise de l'URT et les paramètres d'entrée et de sortie que sont les efforts normal F_N et tangentiel F_T.

$$p = \frac{t^i - t^{i-1}}{t^{i-1}} \tag{2.1}$$

$$G_{av} = \frac{V_s - \omega R}{\omega R} \tag{2.2}$$

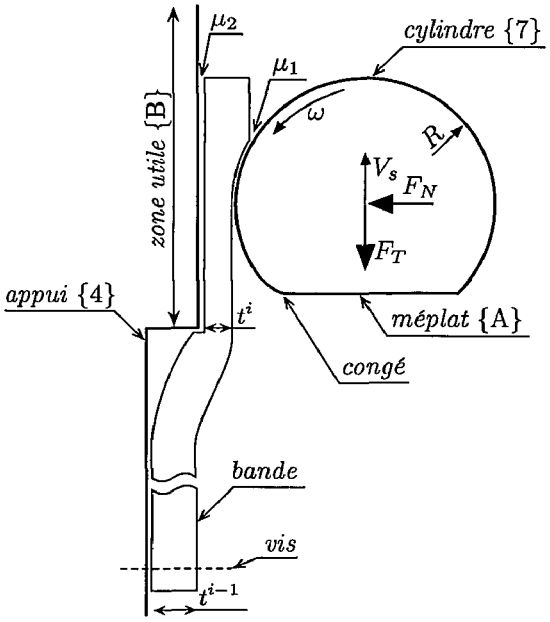


Fig. 2.2 – *Schématisation de l'emprise de l'URT et des paramètres mis en jeu.*

Une particularité de l'URT est que les conditions de contact bande/cylindre ne sont reproduites que sur une seule face de la tôle. La prise de fer ne se fait donc

que sur une face de l'éprouvette, tandis que le frottement entre celle-ci et l'appui {4} de l'URT est limité par l'application d'un film de polytétrafluorothylène (PTFE) sur l'autre face de l'éprouvette avant chaque essai. Le coefficient de frottement bande/appui induit par le film de PTFE est noté μ_2 sur la figure 2.2.

Une autre particularité de l'URT est que le mode de lubrification du contact bande/cylindre est adapté aux vitesses mises en jeu durant un essai. En effet, industriellement, la lubrification du contact bande/cylindre se fait par une émulsion d'huile dans de l'eau (chapitre 1, section 1.5.2). Dans le cas de l'URT, la vitesse de l'éprouvette, qui est de 90mm.min^{-1} contre 500m.min^{-1} dans le cas industriel, ne permet pas de reproduire ce phénomène. On supposera donc que la séparation de l'huile et de l'eau est déjà effectuée au moment du contact, et on appliquera un film d'huile entière, de même composition que celle constituant l'émulsion industrielle, sur la surface de la tôle en contact avec le cylindre avant l'essai. L'application du film d'huile se fait à l'aide d'un rouleau encreur et la quantité à appliquer est déterminée suivant la méthodologie mise au point par Louaisil [LOU08], dépendant de la rugosité de la surface de la tôle avant la passe. Le coefficient de frottement bande/cylindre induit par le film d'huile entière est également représenté sur la figure 2.2 par μ_1.

Enfin, le cylindre utilisé sur le banc d'essai provient d'un cylindre de travail industriel en fin de vie et rectifié, dont on a prélevé une tranche de 20mm d'épaisseur. Son diamètre est de 55.96mm, avec un méplat et un congé de raccordement qui permettent une prise de fer progressive (figure 2.2).

Remarque 2.1: Ces deux particularités font de l'URT, du point de vue de sa conduite, un banc d'essai très différent d'un laminoir pilote ou industriel. Dans la suite du mémoire, de manière à clairement distinguer un essai expérimental sur l'URT d'un laminage industriel, nous parlerons donc de « déformation » ou de « déformation plastique » des éprouvettes URT et non pas de « laminage ».

2.2.3 Déroulement d'un essai sur l'URT

Le déroulement d'un essai sur l'URT est ici détaillé, et chacune des étapes est reliée à l'évolution des paramètres mesurés sur le banc d'essais (figure 2.3). Une fois les films de PTFE et d'huile appliqués sur les faces inférieure et supérieure de l'éprouvette à déformer, celle-ci est mise en position sur son support. Le méplat du cylindre (référencé {A} sur la figure 2.2) est positionné parallèlement à l'appui {4} de l'URT et décalé par rapport à sa zone utile de déformation {B}. Dans cette position, le cylindre n'est pas en contact avec l'éprouvette ; l'essai URT peut alors commencer. Cette étape est numérotée 1.

Une fois l'essai commencé, le cylindre est mis en rotation par le moteur et le déplacement de la traverse de la machine de traction est activé. L'attaque de la tôle se fait par le congé de raccordement entre le méplat du cylindre et sa surface utile. Cette étape correspond à la zone 2. Durant ce laps de temps, la prise de fer fait augmenter les efforts normal et tangentiel, ce qui a pour effet d'augmenter le couple à fournir par le moteur, dépassant quelque peu sa capacité. Le glissement en

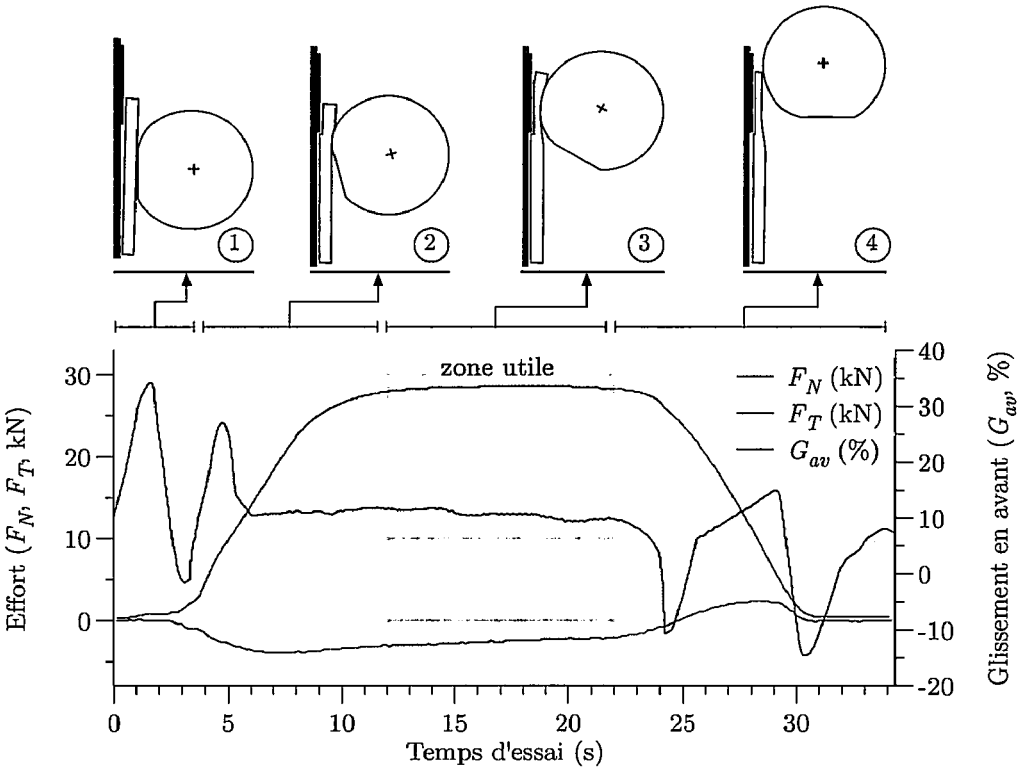


Fig. 2.3 – *Évolution des efforts normal et tangentiel et du glissement en avant durant un essai sur l'URT.*

avant augmente donc lui aussi, sur quelques millimètres. La puissance du moteur doit alors être corrigée manuellement pour compenser le manque de couple effectif jusqu'à stabilisation des efforts.

La zone 3 de la figure 2.3 est atteinte lorsque les efforts et le glissement en avant sont stabilisés. Les données acquises peuvent alors être exploitées. La zone utile de l'éprouvette a une longueur de 28mm environ dans le cas d'une première passe avec $p = -30\%$, à 35mm lors de la deuxième passe (-50% de réduction de l'épaisseur totale de la tôle environ).

Une fois l'épaulement de l'appui dépassé ou l'extrémité de l'éprouvette atteinte, les efforts mesurés chutent et l'essai se termine.

Les données de laminage sont enregistrées via un frontal d'acquisition au cours de l'essai, c'est-à-dire la vitesse angulaire du cylindre ω, celle de la traverse V_s ainsi que les efforts normal F_N et tangentiel F_T. La détermination de la zone d'essai utile, des valeurs moyennes des efforts et du glissement en avant est effectuée en post-traitement via une routine MATLAB®. Ce sont ces résultats qui seront exposés dans les sections à suivre de ce chapitre.

2.3 L'URT au service de l'étude des défauts de rive

2.3.1 Préparation des éprouvettes

Les éprouvettes utilisées sur l'URT, numérotées {0} sur la figure 2.1b, ont une section de 2.5×10mm^2 et leur longueur est de 120mm. Une illustration d'une éprouvette est donnée sur la figure 2.4.

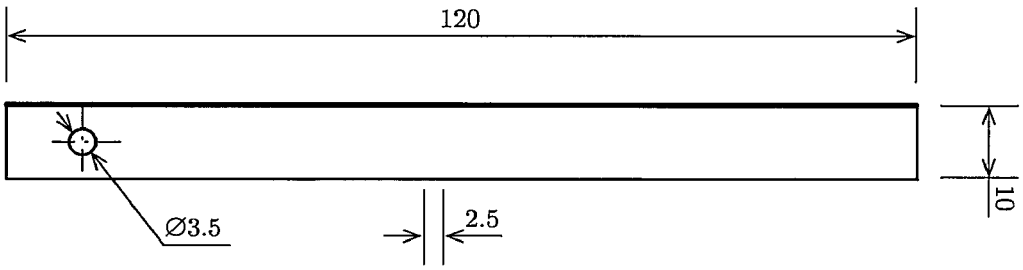


Fig. 2.4 – *Vue de dessus d'une éprouvette utilisée sur l'URT.*

De manière à favoriser la reproductibilité des essais expérimentaux à venir et la pertinence des résultats qui seront obtenus vis-à-vis du process industriel, les éprouvettes utilisées pour les deux campagnes d'essais proviennent de tôles décapées et cisaillées sur le site industriel, comme le montre le figure 2.5. Elles proviennent de la même bobine d'acier, et ont donc été cisaillées suivant le même mode de découpe, avec les mêmes réglages machine (entrefer, croisement et angle de coupe, rappelés sur la figure 2.6).

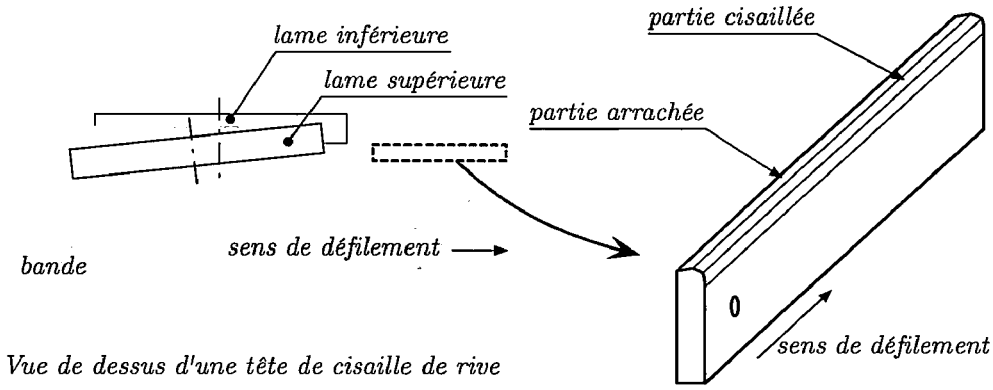
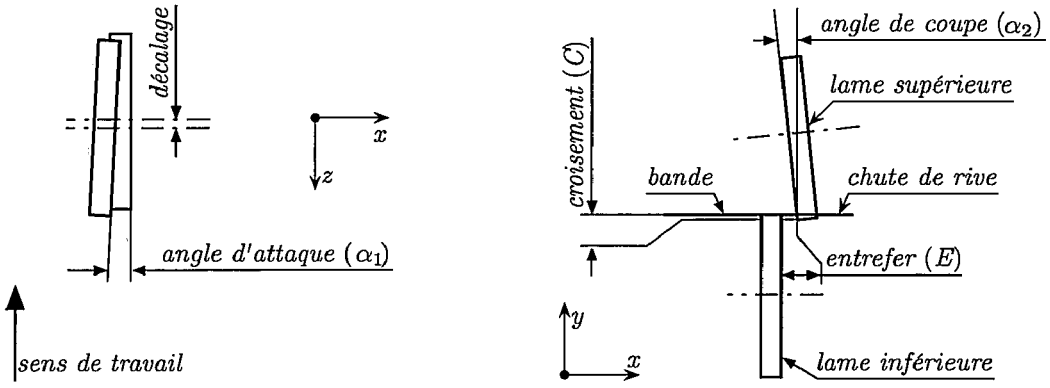


Fig. 2.5 – *Lieu de prélèvement des éprouvettes URT pour les campagnes d'essai.*

Les éprouvettes qui seront déformées dans la suite de ce chapitre ont donc le même historique mécanique que les tôles laminées sur Sendzimir. Le matériau choisi est un acier à bas taux de carbone, de nuance DX51D (chapitre 1, section 1.2), le plus couramment utilisé sur le site industriel.



a – *Vue de dessus.* b – *Vue de face.*

Fig. 2.6 – *Procédé de cisaillage des rives et paramètres de coupe.*

2.3.2 Détermination des paramètres de contact

Les paramètres de contact qui interviennent dans l'emprise sont la lubrification, le glissement en avant et le taux de réduction de l'épaisseur de la tôle. Dans cette partie, nous nous limiterons à l'étude de l'influence du glissement en avant sur le comportement des rives durant leur déformation. En effet, nous souhaitons conserver des conditions de lubrification du contact bande/cylindre proches de celles du laminoir industriel (régime quasi-limite, discuté au chapitre 1, section 1.5.2).

Le taux de réduction a quant à lui déjà fait l'objet d'études, notamment celle de Dodd et Boddington [DOD80], qui ont montré que le nombre de passes utilisé pour atteindre un taux de réduction donné n'a pas d'influence sur d'éventuelles apparitions de défauts en rives durant la mise en forme.

Il s'agit maintenant de choisir des valeurs de glissement en avant qui modifient de manière significative le comportement de l'emprise et qui aient donc un effet sur la tôle et le défaut étudié. Ce choix va se faire sur la base d'une étude de sensibilité de l'effort tangentiel, mesuré sur le cylindre de l'URT, au glissement en avant et au coefficient de frottement à l'interface bande/cylindre.

Comportement mécanique de l'emprise face aux paramètres de contact

Cette étude est faite à l'aide d'un modèle éléments finis créé avec le code commercial ABAQUS/Standard. Le modèle est en configuration « déformations planes » avec des éléments quadrangulaires à quatre nœuds et quatre points d'intégration et dont les fonctions de forme sont enrichies pour la prise en charge des modes incompatibles. Le comportement élastoplastique de l'acier est régi par une loi de Ludwick dont les paramètres ont été identifiés selon la méthode décrite plus loin dans ce mémoire, en section 3.3. Le cylindre de travail ainsi que l'appui de l'URT sont modélisés

comme des corps rigides, et leur frottement avec la bande est pris en compte via une loi de Coulomb. Les propriétés géométriques et numériques du modèle éléments finis ne sont pas plus approfondies ici puisque ce modèle n'est utilisé que pour observer une tendance d'évolution de l'effort tangentiel au niveau du cylindre, et non pas pour la détermination de valeurs particulières.

Le modèle éléments finis de l'URT est schématisé sur la figure 2.7, avec les paramètres utilisés pour le calcul.

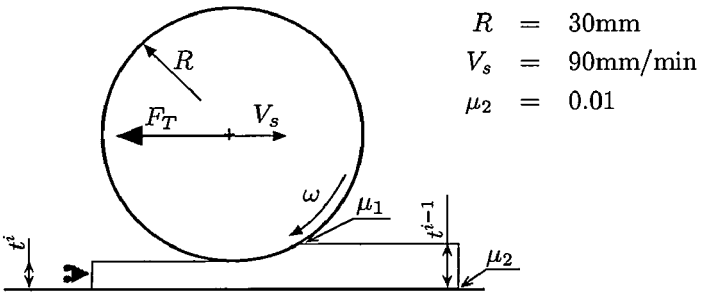


Fig. 2.7 – *Schématisation du modèle éléments finis pour l'étude de sensibilité des efforts tangentiels au coefficient de frottement μ_1 et au glissement en avant G_{av}.*

L'étude de sensibilité est effectuée pour 5 glissements en avant et 5 coefficients de frottement, soit 25 calculs éléments finis (tableau 2.1). L'effort tangentiel est relevé en fonction du glissement en avant G_{av} et du coefficient de frottement μ_1, formant ainsi une surface donnée sur le graphe de la figure 2.8.

Tab. 2.1 – *Glissements en avant et coefficients de frottement pour l'étude de sensibilité de l'effort tangentiel.*

Paramètres	1	2	3	4	5
G_{av}	2%	5%	7%	9%	11%
μ_1	0.01	0.03	0.05	0.07	0.09

Les résultats montrent que pour un faible coefficient de frottement μ_1 entre le cylindre et la bande, le glissement en avant n'a que peu d'effet sur l'effort tangentiel, lequel augmente ici de 7% avec le glissement en avant. Si par contre le frottement devient plus important, l'influence du glissement en avant sur l'effort tangentiel se fait largement ressentir : la pente de la courbe $F_T = f(\mu_1)$ diminue fortement lorsque le glissement en avant est augmenté. Avec $\mu_1 = 0.09$, l'effort tangentiel est multiplié par 3.5 lors du passage de $G_{av} = 2\%$ à $G_{av} = 11\%$.

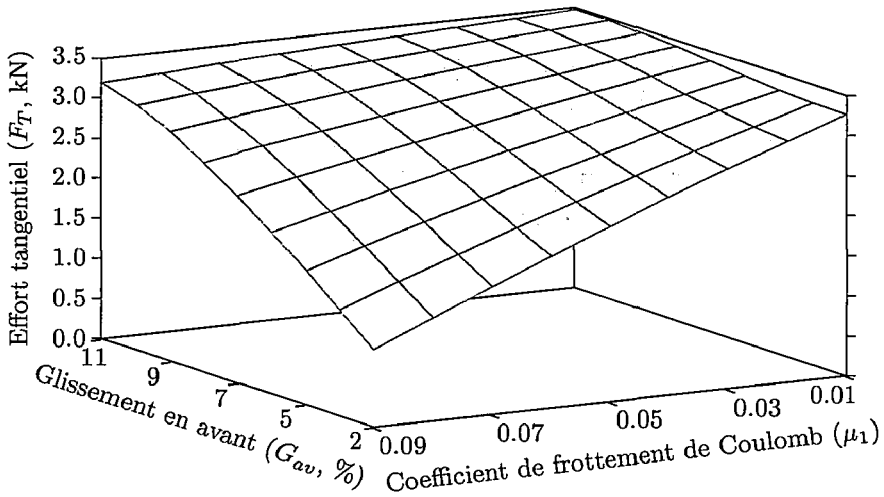


Fig. 2.8 – *Influence du coefficient de frottement bande/cylindre sur l'effort tangentiel en fonction du glissement en avant.*

Afin de mieux comprendre l'influence du glissement en avant sur les caractéristiques mécaniques de l'emprise, la figure 2.9 illustre une vue plus détaillée de l'emprise de l'URT. Celle-ci comporte les points d'entrée E et de sortie S de la bande, deux points neutres $N_{2\%}$ et $N_{11\%}$ correspondant aux glissements en avant $G_{av} = 2\%$ et $G_{av} = 11\%$ ainsi que les angles $\alpha_{x\%}$ que forment les points S et $N_{x\%}$ avec l'axe du cylindre. Les longueurs L et $L_{\alpha_{x\%}}$ correspondent respectivement à la longueur totale du contact bande/cylindre et la longueur de contact entre la sortie S de l'emprise et le point neutre $N_{x\%}$.

Comme décrit au chapitre 1, section 1.5.3, le glissement en avant affecte la position du point neutre dans l'emprise. Dans le cas d'un glissement en avant faible (faible différence entre la vitesse de sortie de la bande et la vitesse linéaire du cylindre), le point neutre se situe proche de la sortie de l'emprise. La taille de la zone d'entraînement $(L - L_{\alpha_{x\%}})$ est très grande par rapport à celle de la zone frein. C'est le cas du procédé industriel étudié pour lequel le glissement en avant est compris entre $G^1_{av} = 1\%$ pour la première passe, et $G^2_{av} = 3.5\%$ pour la deuxième passe en moyenne.

Lorsque le glissement en avant augmente, le point neutre se déplace vers l'entrée de l'emprise et la taille de la zone d'entraînement diminue au profit de la zone frein. De plus, comme illustré sur le graphe de la figure 2.8, l'augmentation du glissement en avant conduit à une diminution de la sensibilité de l'effort tangent au coefficient de frottement.

La première configuration de contact bande/cylindre étudiée est le cas industriel : glissement en avant faible impliquant donc une zone d'entrainement impor-

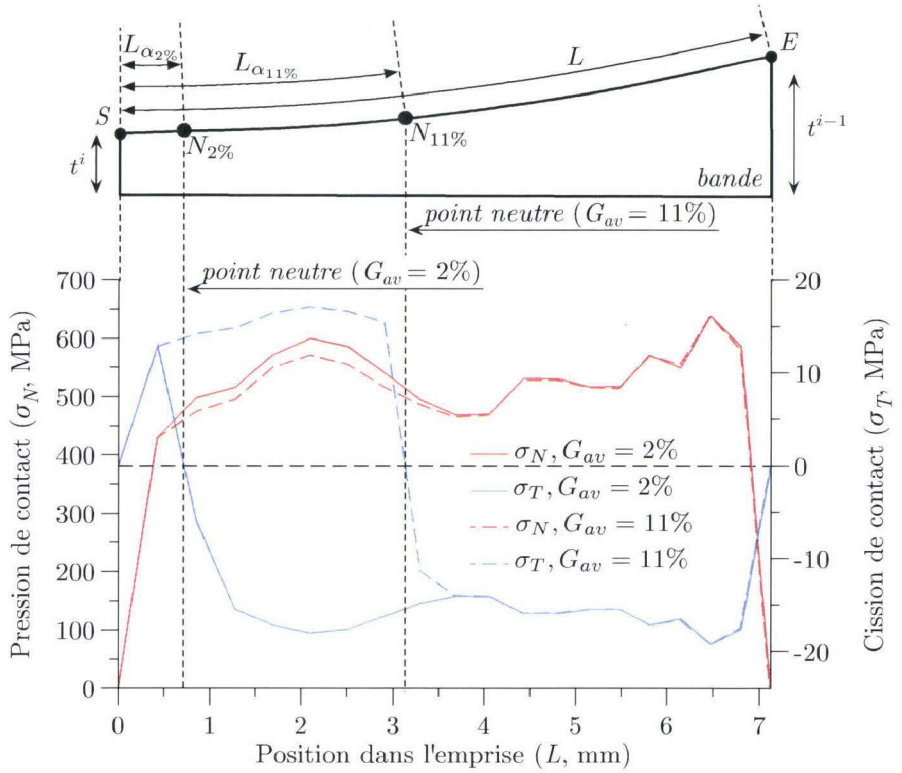


Fig. 2.9 – *Vue détaillée de l'emprise de l'URT et comportement des pression et cission de contact en fonction du glissement en avant.*

tant et une sensibilité particulière de l'effort tangentiel au coefficient de frottement bande/cylindre, μ_1.

Comme deuxième configuration d'essais, il est choisi d'étudier le comportement des rives pour des passes de déformation plastique effectuées avec un glissement en avant important, de l'ordre de 10%. De telles valeurs de glissement en avant ne sont jamais utilisées sur le laminoir industriel car elles entraînent généralement des défauts de surface sur la tôle et détériorent les matériels. Cependant l'influence de l'effort tangent sur le comportement des rives lors du laminage présente un intérêt tout particulier dans le cas de l'étude de défauts de type fissure.

En effet, en ne considérant que le contact bande/cylindre, les efforts normal et tangentiel dans l'emprise projetés sur l'axe longitudinal de la bande constituent l'effort tangentiel de réaction au niveau du cylindre, qui, au signe près, est l'effort de traction dans la bande. Lorsque le glissement en avant augmente, la taille de la zone frein augmente ainsi que l'effort de traction dans la bande. L'effort normal est quant à lui diminué, mais il est moins sensible que l'effort tangentiel.

Ainsi, en augmentant le glissement en avant, c'est l'effet de l'effort de traction dans la bande sur l'apparition d'éventuels défauts qui sera quantifié.

Cas industriel : ajustement des paramètres de contact

Pour les campagnes d'essais expérimentaux sur l'URT, le cas industriel sera étudié et constituera la première configuration d'essais.

Nous avons vu dans la section 2.2.1 que sur l'URT, les conditions de contact bande/cylindre ne sont reproduites que sur une seule face de l'éprouvette. Ceci implique que les paramètres de conduite de l'URT, c'est-à-dire le glissement en avant et le taux de réduction, doivent être ajustés pour que les caractéristiques mécaniques du contact bande/cylindre expérimental correspondent à celles du laminoir industriel.

Il a été établi par Deltombe [DEL01] que les caractéristiques mécaniques prépondérantes à reproduire sur le banc d'essai sont la déformation plastique de la tôle et la pression de contact au point neutre (ε_{pN} et σ_N respectivement), ainsi que la déformation plastique totale de la bande en fin de passe (ε_p). L'ajustement des paramètres de conduite de l'URT, effectué par Louaisil [LOU08], est basé sur une étude de sensibilité des indicateurs ε_{pN}, σ_N et ε_p en utilisant un modèle éléments finis de laminage à froid, avec prise en compte de l'élasticité du cylindre de travail et de l'appui de l'éprouvette (pièce {4} sur la figure 2.1b). L'étude a montré que pour une passe avec un taux de réduction de -25%, la déformation plastique en sortie d'emprise, celle observée au point neutre ainsi que la pression de contact en ce même point sont très proches. Il en est de même pour une seconde passe avec $p_2 = -28\%$. Donc quelle que soit la passe de laminage, le taux de réduction expérimental équivaut au taux de réduction industriel (tableau 2.2).

Tab. 2.2 – *Valeur des indicateurs de reproduction de la prise de fer pour les simulations éléments finis de type process et URT* [LOU08].

Passe 1	$G_{av} = 1\%$	
	Process, $p_1 = -25\%$	URT, $p_1 = -25\%$
σ_N (MPa)	632	590
ε_{pN}	0.4	0.405
ε_p	0.405	0.407

Passe 2	$G_{av} = 3.5\%$	
	Process, $p_2 = -28\%$	URT, $p_2 = -28\%$
σ_N (MPa)	775	830
ε_{pN}	0.776	0.777
ε_p	0.811	0.809

Suivant la même méthodologie que pour l'ajustement du taux de réduction, il a été établi que pour correspondre aux glissements en avant industriels, c'est-à-dire

$G^1_{av} = 1\%$ pour la première passe, et $G^2_{av} = 3.5\%$ pour la deuxième, les valeurs expérimentales du glissement en avant doivent être $G^1_{av} = 2\%$ pour la première passe, et $G^2_{av} = 3\%$ pour la deuxième (tableau 2.3).

Tab. 2.3 – *Valeur des indicateurs de reproduction du glissement en avant pour les simulations éléments finis de type process et URT* [LOU08].

passe 1	σ_N (MPa)	ε_{pN}
Process	632	0.4
$G^1_{av} = 1.5\%$	624	0.404
$G^1_{av} = 2\%$	617	0.397
$G^1_{av} = 2.5\%$	626	0.390
$G^1_{av} = 3\%$	673	0.385
$G^1_{av} = 3.5\%$	670	0.380

passe 2	σ_N (MPa)	ε_{pN}
Process	775	0.786
$G^2_{av} = 1.5\%$	881	0.804
$G^2_{av} = 2\%$	848	0.795
$G^2_{av} = 2.5\%$	822	0.791
$G^2_{av} = 3\%$	819	0.786
$G^2_{av} = 3.5\%$	830	0.777

Synthèse

En résumé, pour les deux campagnes expérimentales à venir, nous choisissons deux glissements en avant dits « cible », par opposition à une valeur mesurée, notés G^*_{av} :

- $G^*_{av} = 2\%$, qui correspond à la valeur standard de laminage en conditions industrielles durant la première passe ;
- $G^*_{av} = 10\%$, qui fait augmenter de manière significative l'effort tangentiel et diminue considérablement sa dépendance au coefficient de frottement entre la bande et le cylindre.

Ces valeurs de glissements en avant seront conservées quelle que soit la passe de déformation plastique effectuée, en supposant que le passage de $G^{1*}_{av} = 2\%$ à $G^{2*}_{av} = 3\%$ dans le cas de la configuration industrielle n'a que peu d'influence sur la rhéologie des éprouvettes. Nous verrons d'ailleurs que les glissements en avant mesurés sur le banc d'essais durant nos campagnes sont de toute façon compris dans cet intervalle.

La rigidité de l'URT ne permet d'effectuer que deux passes dans le cas des éprouvettes ST. Dans le cas des éprouvettes TH, la ductilité du matériau est augmentée et permet d'effectuer une passe de déformation plastique supplémentaire. Le taux de réduction cible est de $p^* = -30\%$ à chaque passe, ce qui correspond une nouvelle fois approximativement à des taux de réduction rencontrés sur le site industriel. Seules les éprouvettes traitées et déformées avec un glissement en avant de 10% subiront une troisième passe avec $p^* = -40\%$ pour rendre les conditions de déformation plus sévères. En effet, il sera montré plus loin que ces conditions de déformation placent

les éprouvettes dans une situation moins favorable au développement de défauts en rive. Le protocole d'essai est résumé sous forme d'organigramme, sur la figure 2.10.

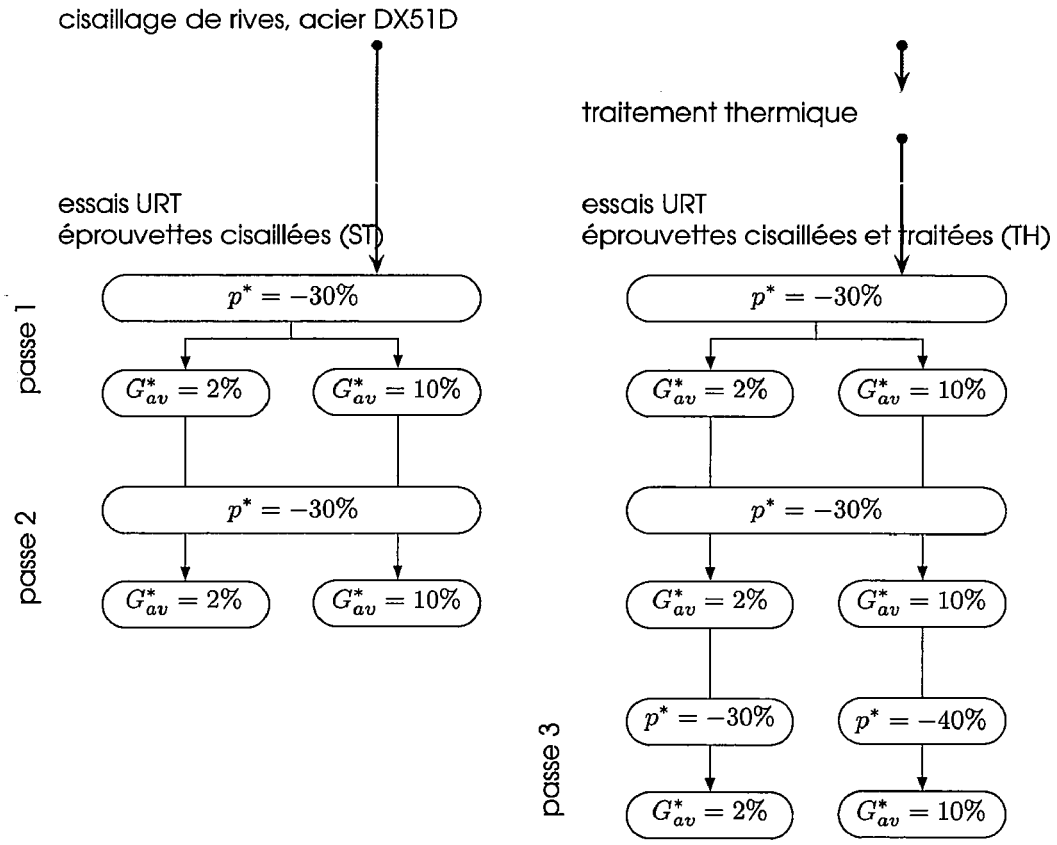


Fig. 2.10 – *Protocole d'essais URT pour les deux campagnes d'essais.*

2.3.3 Reproduction du glissement en avant et du taux de réduction

Comme décrit dans la section 2.2.3, pendant le déroulement de chaque essai, les données résultantes de la déformation des éprouvettes sont enregistrées via un frontal d'acquisition : la vitesse de sortie de la bande V_s, la vitesse angulaire du cylindre de travail ω, les efforts normal F_N et tangentiel F_T. La prise de fer p et le glissement en avant G_{av} sont calculés à partir des relations 2.1 et 2.2 et sont moyennés sur la zone utile d'essai (figure 2.3). Ces valeurs sont discutées ci-dessous.

Reproduction du glissement en avant

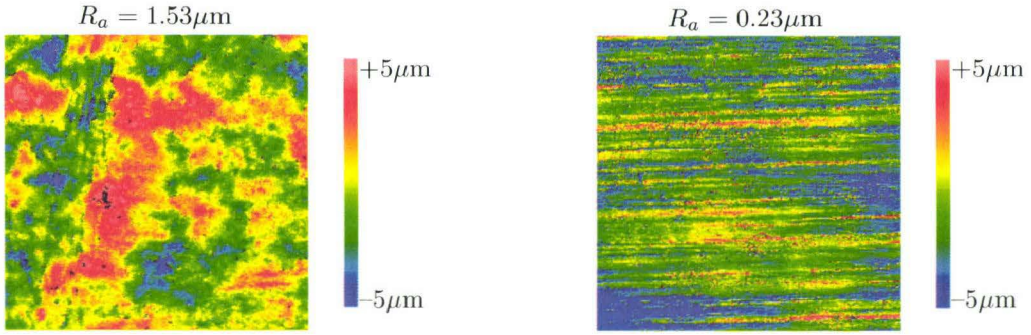
Les valeurs d'indicateurs obtenues sont reportées dans le tableau 2.4 dans le cas des essais avec éprouvettes ST. Les écart types relatifs au glissement en avant et au

taux de réduction de chaque passe, respectivement s_p et $s_{G_{av}}$, sont également donnés dans le tableau.

Tab. 2.4 – *Mesures du glissement en avant et du taux de réduction pour la première campagne expérimentale (éprouvettes ST).*

	$G^*_{av} = 2\%$				$G^*_{av} = 10\%$			
	$G_{av}(\%)$	$s_{G_{av}}$	$p(\%)$	s_p	$G_{av}(\%)$	$s_{G_{av}}$	$p(\%)$	s_p
Passe 1	2.15	0.32	-28.30	0.87	11.57	0.68	-30.01	1.50
Passe 2	4.29	0.75	-32.44	2.49	10.46	0.31	-31.79	1.48

Le glissement en avant est fortement dépendant de l'état de surface des éprouvettes. En effet, avant d'être laminées et même cisaillées, les bobines sont décapées mécaniquement, en passant entre des rouleaux dits « brise oxydes », puis chimiquement par des bains d'acide sulfurique (voir le schéma de la ligne de décapage chapitre 1, section 1.3.1). La calamine accumulée sur la tôle durant le refroidissement de l'acier laminé à chaud, durant le stockage des bobines ou encore pendant leur transport est supprimée, révélant d'importantes cavités en surface de la tôle. Ces cavités sont des sites privilégiés pour le transport de l'huile vers l'emprise industrielle durant le laminage [LOU09]. Du fait de l'utilisation de surfaces industrielles, le phénomène est reproduit sur l'URT. La figure 2.11a illustre la topographie de la surface d'une éprouvette avant la première passe de déformation plastique (éprouvette décapée), et la figure 2.11b montre la surface de la même éprouvette après la seconde passe de déformation.



a – *Avant la première passe.*

b – *Après la seconde passe.*

Fig. 2.11 – *Topographie de la surface en contact avec le cylindre sur une éprouvette avant déformation et après la seconde passe de déformation.*

Avant la première passe, la rugosité arithmétique mesurée est de $R_a = 1.53\mu$m, tandis qu'à la fin de la deuxième passe, $R_a = 0.23\mu$m. Ceci montre qu'au fil des passes, la quantité d'huile emprisonnée par ces cavités diminue.

L'effet de la rugosité des éprouvettes est ressenti sur l'URT, notamment dans le cas d'un faible glissement en avant cible ($G^*_{av} = 2\%$) :

- durant la première passe, le glissement en avant mesuré est proche de celui visé ($G_{av} = 2.15\%$, tableau 2.4) : la quantité d'huile emprisonnée dans les cavités des surfaces des éprouvettes est importante et la surface de contact bande/cylindre est faible.
- la diminution de la taille des cavités pendant la première passe implique une augmentation du frottement durant la deuxième passe. Comme conséquence, des difficultés à reproduire le glissement en avant durant la seconde passe sont rencontrées ($G_{av} = 4.29\%$), dues à l'augmentation du couple à fournir à l'arbre moteur du cylindre.

Dans le cas d'un glissement en avant cible important ($G^*_{av} = 10\%$), la variation mesurée du glissement en avant est moins importante puisque la vitesse de rotation du cylindre est plus faible que pour $G^*_{av} = 2\%$, et donc le couple moteur est plus important.

Comme pour le cas des éprouvettes ST, le tableau 2.5 donne les valeurs du glissement en avant et du taux de réduction enregistrées durant la déformation sur l'URT des éprouvettes traitées (TH).

Tab. 2.5 – *Mesures du glissement en avant et du taux de réduction pour la deuxième campagne expérimentale (éprouvettes TH).*

	$G^*_{av} = 2\%$				$G^*_{av} = 10\%$			
	$G_{av}(\%)$	$s_{G_{av}}$	$p(\%)$	s_p	$G_{av}(\%)$	$s_{G_{av}}$	$p(\%)$	s_p
Passe 1	4.31	0.72	-27.32	1.07	11.75	1.24	-28.77	1.92
Passe 2	2.97	0.97	-33.33	0.36	11.75	1.20	-33.63	0.38
Passe 3	3.05	1.02	-29.43	3.98	10.83	0.56	-38.48	2.37

La modification des propriétés mécaniques de l'acier due au traitement thermique des éprouvettes affecte le glissement en avant, notamment lorsque la valeur visée est faible ($G^*_{av} = 2\%$). L'écrasement des cavités initiales est facilité par le recuit et la surface de la tôle en contact avec le cylindre est encore augmentée par rapport au premier jeu d'éprouvettes. Ceci conduit au ralentissement du moteur dont le couple fourni n'est plus suffisant pour maintenir la consigne de vitesse. Le glissement en avant mesuré pour la première passe est $G_{av} = 4.31\%$ pour une cible à 2%. La consigne donnée au moteur de l'URT a été optimisée durant la deuxième passe pour tenter de se rapprocher de la valeur cible, et de même pour la troisième passe.

Dans le cas d'un glissement en avant cible de 10%, comme pour le premier jeu d'éprouvettes, l'écart entre les valeurs mesurées et la valeur cible est diminué, pour les mêmes raisons que dans le cas précédent, c'est-à-dire une augmentation du couple moteur grâce à une diminution de la vitesse angulaire ω.

Reproduction du taux de réduction

Les taux de réduction mesurés se situent aux alentours de 30%. Là encore, la modification du glissement en avant fait également varier les efforts normal et tangentiel, et influence la répétabilité de la prise de fer. Les épaisseurs moyennes en fin de première passe sont de 1.75mm et de 1.22mm en fin de seconde passe. Pour le cas de déformation plastique des éprouvettes TH, les épaisseurs moyennes en fin de troisième passe sont de 0.85mm et 0.73mm pour des glissements en avant cible de 2% et 10% respectivement.

2.3.4 Essais URT sur les éprouvettes cisaillées (ST)

Topographie des rives déformées

La configuration de l'URT ne permet pas d'effectuer un suivi en continu de l'évolution des rives durant leur déformation, par exemple à l'aide d'une caméra. Un rugosimètre 3D interférométrique a été utilisé pour obtenir leur topographie initiale. Celle-ci pourra être comparée aux topographies acquises après chaque passe de laminage et ainsi permettre de détecter d'éventuels défauts. La figure 2.12 montre une zone rectangulaire de $2\times2.3\text{mm}^2$ de la rive illustrée dans le chapitre précédent, sur la figure 1.12.

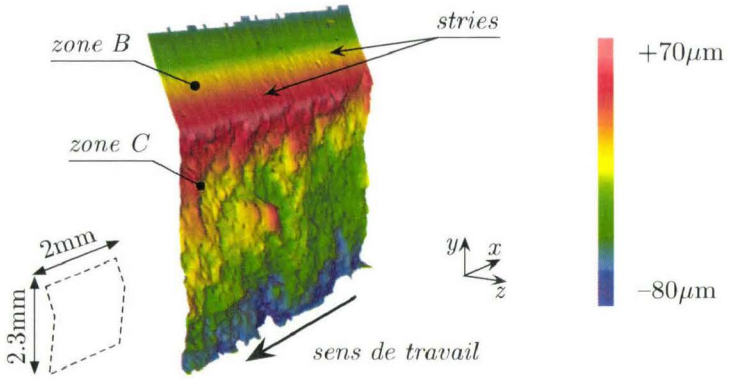


Fig. 2.12 – *Topographie initiale d'une rive cisaillée (résolution 2.2μm).*

Dans le plan d'observation (plan xy), la résolution utilisée pour l'acquisition des topographies 3D est de 2.2μm, avec un zoom $\times5$. Dans cette configuration, la densité de points définissant les surfaces obtenues par le rugosimètre est suffisante pour détecter un défaut dont l'amplitude atteint environ 5 fois la résolution, soit

10μm environ. La résolution suivant l'axe z, intrinsèque au système de mesure, est de 0.1nm.

Sur la figure 2.12, la zone B montre les stries laissées par le frottement de la lame de cisaille. La partie arrachée (zone C) est également très visible mais semble fortement hétérogène.

Remarque 2.2: Les profils acquis avec le rugosimètre 3D interférométrique sont exprimés en μm par rapport à un plan normal à l'axe z, dépendant de la position de l'objectif suivant z lors de l'initialisation de la mesure. L'échelle d'isovaleurs présentée avec chaque topographie est calculée (par le logiciel de post-traitement) de manière relative à ce plan. Ainsi sur la figure 2.13, selon le plan initial choisi, l'échelle d'isovaleurs se positionnera entre 3μm et 25μm si la mesure se fait par rapport au plan P1, et entre -10μm et 12μm si la mesure se fait par rapport au plan P2.

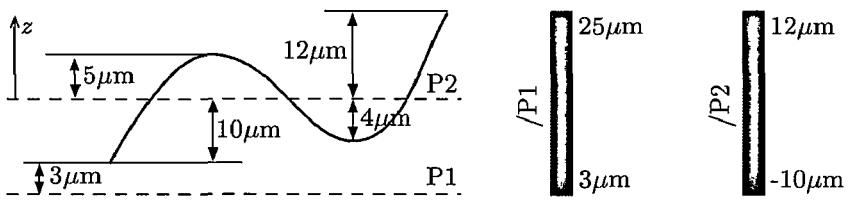


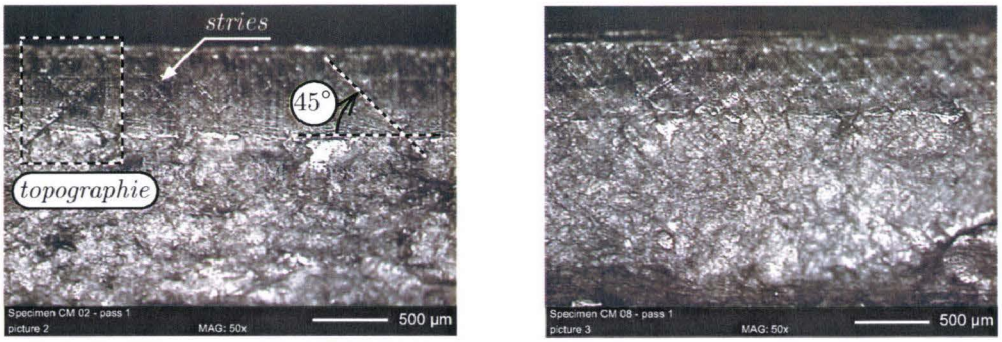
Fig. 2.13 – *Interprétation des isovaleurs plateaux-vallées sur les mesures au rugosimètre 3D interférométrique.*

Dans la suite du mémoire, même si les topographies sont toujours présentées avec leur échelle d'isovaleurs, nous parlerons en valeurs relatives plateaux-vallées (9μm sur l'exemple de la figure 2.13) pour nous affranchir de la position du plan initial.

Après la première passe de déformation plastique sur l'URT, les éprouvettes sont dans un premier temps observées à l'aide d'un microscope optique. Les figures 2.14a et 2.14b montrent deux éprouvettes déformées avec un glissement en avant cible de 2% et 10% respectivement. L'observation de ces clichés permet de mettre en évidence l'apparition de ce qui pourrait être dans un premier temps qualifié de « stries », orientées à $\pm 45°$, et moins prononcées pour une déformation avec $G^*_{av} = 10\%$. Ces stries sont particulièrement visibles dans la zone B (zone cisaillée) du fait de son état de surface initial, relativement lisse.

Dans le but d'évaluer la profondeur de ces stries, la zone B de chaque éprouvette déformée a été inspectée au rugosimètre 3D. La zone inspectée étant inférieure à celle de la figure 2.12, la résolution dans le plan d'observation est augmentée à 1.1μm pour favoriser la qualité des mesures. La figure 2.15a illustre la topographie correspondant à la zone délimitée par un rectangle sur la figure 2.14a.

Les stries à $\pm 45°$ observées au microscope optique sont ici clairement mises en évidence. Deux lignes ($\longmapsto$) ont été tracées sur la figure 2.15a, notées 1 pour l'orien-



a – $G^*_{av} = 2\%$.

b – $G^*_{av} = 10\%$.

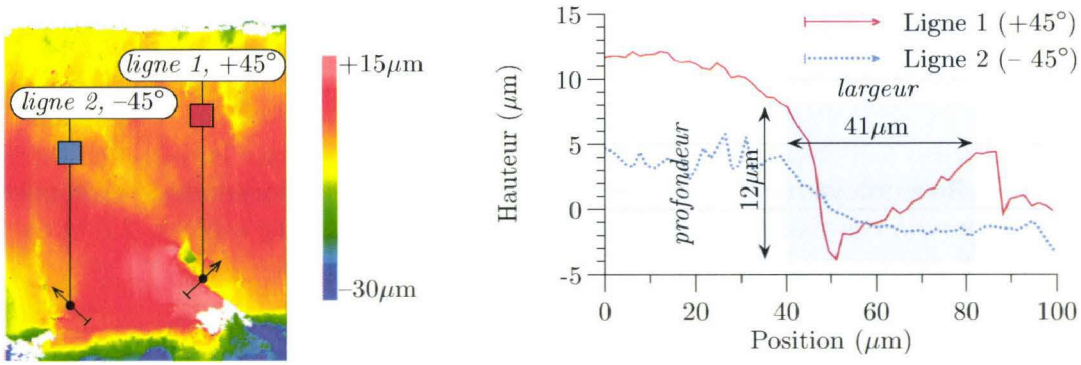
←

sens de travail de la bande

Fig. 2.14 – *Observation de la rive des éprouvettes URT au microscope optique après la première passe (éprouvettes ST).*

tation à $+45^\circ$ et 2 pour l'orientation à -45°, perpendiculairement aux stries. Le profil de la surface acquise est ensuite tracé suivant ces lignes, et reporté sur le graphe 2.15b. On retrouve sur ce graphe la position sur la ligne à partir de la queue de la flèche en abscisses et le profil suivant z en ordonnées.

La profondeur des stries et leur largeur sont évaluées suivant le principe défini dans la remarque 2.2, c'est-à-dire de manière relative : la distance entre un plateau et une vallée correspond à la profondeur de la strie en question et la distance entre deux plateaux correspond à son ouverture.



a – *Topographie 3D.*

b – *Topographie suivant les lignes 1 et 2.*

Fig. 2.15 – *Topographie d'une fissure en fin de première passe de déformation avec $G^*_{av} = 2\%$ (éprouvette ST).*

La zone d'éprouvette illustrée en figure 2.15 présente en fait d'importantes fissures, plutôt que des stries : on relève une ouverture de 41μm et une profondeur de 12μm, et cela dans direction +45° uniquement, la strie dans la direction opposée étant largement moins prononcée. Cette remarque est d'ailleurs valable pour toutes les éprouvettes, quel que soit le sens de travail. Dans la suite de ce chapitre, toutes les mesures seront faites dans la direction +45°.

La quantification de la taille des fissures est effectuée pour toutes les éprouvettes après la première passe, suivant la même méthodologie. La profondeur des fissures et leur ouverture sont mesurées sur trois zones de chaque éprouvette, choisies de manière aléatoire. Les valeurs mesurées sont ensuite moyennées et reportées dans le tableau 2.6.

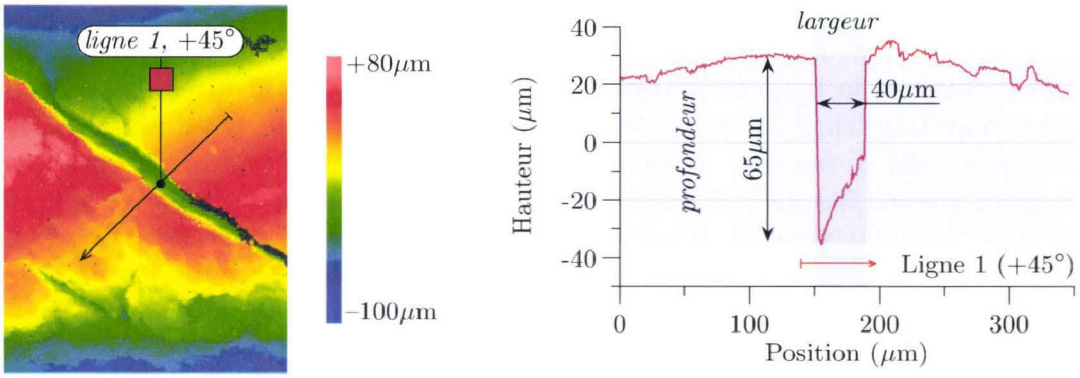
Tab. 2.6 – *Mesures de la largeur et de la profondeur des fissures après chaque passe de laminage.*

	$G^*_{av} = 2\%$		$G^*_{av} = 10\%$	
	Largeur (μm)	Profondeur (μm)	Largeur (μm)	Profondeur (μm)
Passe 1	22.7	8.9	14.6	6.8
Passe 2	42.5	43.3	24.4	15.4

Pour les éprouvettes déformées avec un glissement en avant $G^*_{av} = 2\%$, la profondeur moyenne des fissures est de 8.9μm et leur largeur moyenne est de 22.7μm. Dans le cas d'un glissement en avant important ($G^*_{av} = 10\%$), les fissures sont moins prononcées : leur profondeur moyenne est de 6.8μm et leur largeur moyenne est de 14.6μm.

Ces mesures sont reproduites après la deuxième passe suivant la même méthodologie que celle employée en fin de première passe. Les valeurs moyennes de profondeur et de largeur de ces fissures sont également reportées dans le tableau 2.6 et la figure 2.16 illustre la topographie de l'une de ces fissures.

On observe une importante évolution de la taille des fissures, pour les deux cas de glissement en avant cible : pour $G^*_{av} = 2\%$, la largeur moyenne des fissures passe de 22.7μm à 42.5μm, et de 8.9μm à 43.3μm pour leur profondeur moyenne. Comme en fin de première passe, leur ouverture est moins prononcée pour un laminage avec $G^*_{av} = 10\%$, pour lequel la largeur moyenne des fissures passe de 14.6μm à 24.4μm, et leur profondeur moyenne passe de 6.8μm à 15.4μm.



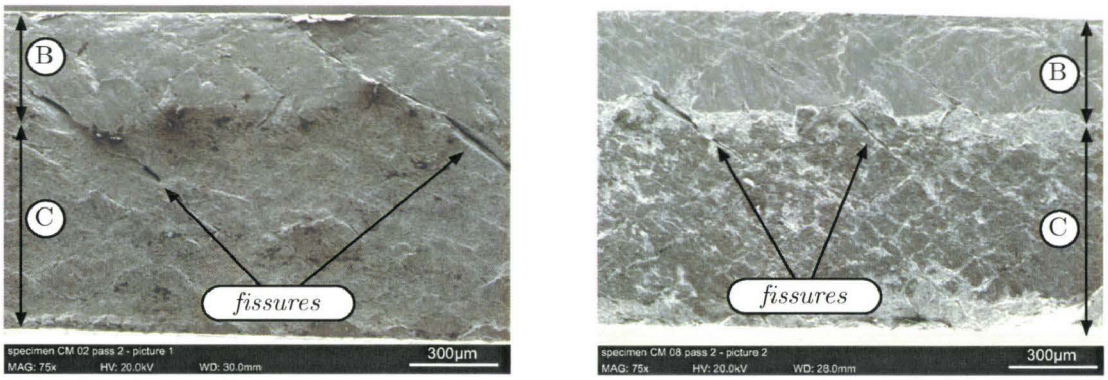
a – *Topographie 3D.*

b – *Topographie suivant la ligne 1.*

Fig. 2.16 – *Topographie d'une rive après la seconde passe de déformation avec* $G^*_{av} = 2\%$ *(éprouvette ST).*

Observation des défauts au MEB

Les rives déformées sur l'URT sont observées au microscope électronique à balayage, qui permet une observation différente de l'ensemble de la rive ainsi que de l'apparence des fissures créées par la séquence de déformation plastique. Deux des micrographies effectuées sont présentées sur la figure 2.17, pour les deux cas de glissement en avant cibles.



a – $G^*_{av} = 2\%$.

b – $G^*_{av} = 10\%$.

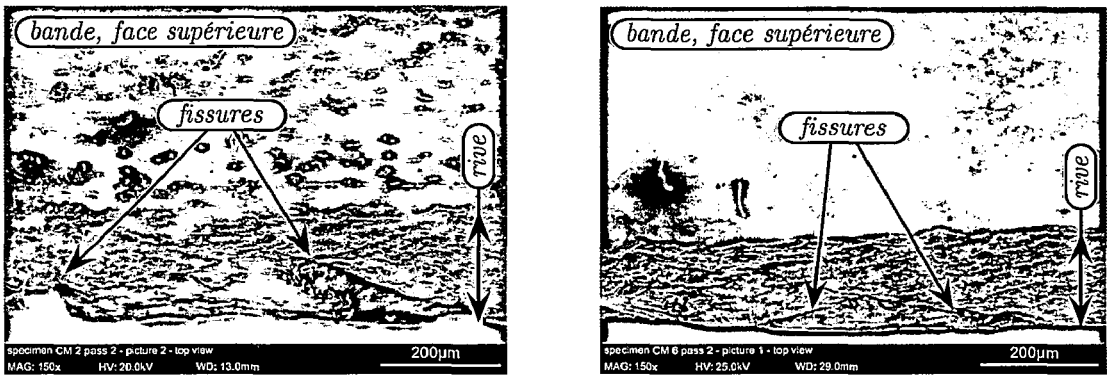
←

sens de travail de la bande

Fig. 2.17 – *Observations au MEB des rives après la seconde passe de déformation (éprouvettes ST).*

On remarque que malgré les déformations plastiques appliquées aux éprouvettes par le cylindre de travail, on distingue toujours la transition entre les zones cisaillée

et arrachée (notées B et C sur les micrographies de la figure 2.17) générées par le procédé de cisaillage de rives. On note également que les fissures se propagent de part et d'autre de la ligne de transition B-C, sans pour autant atteindre les faces supérieure ou inférieure des éprouvettes. En effet, d'autres micrographies au MEB effectuées suivant la normale aux surfaces de contact bande/cylindre (figure 2.18) ne révèlent aucune fissure[1] débouchant sur la face supérieure de la bande, démontrant donc que l'initiation des fissures se fait dans l'épaisseur de la tôle. Toutefois, l'application d'un schéma de laminage complet à quatre ou cinq passes aux éprouvettes, comme c'est le cas généralement sur le site industriel, ne laisse aucun doute sur la progression des fissures au fil des passes et leur débouchement sur les faces supérieure et/ou inférieure.



a – $G^*_{av} = 2\%$.

b – $G^*_{av} = 10\%$.

←

sens de travail de la bande

Fig. 2.18 – *Éprouvettes URT vues de dessus*[1] *après la seconde passe de déformation.*

L'étude de sensibilité menée précédemment, et dont les résultats ont été illustrés sur la figure 2.8, a montré une forte dépendance de l'effort tangentiel au glissement en avant, pour un coefficient de frottement donné. Cette tendance, même si à ce stade de l'étude μ_1 n'est pas déterminé, est confirmée par les données en effort acquises durant les essais expérimentaux. Le tableau 2.7 liste ces mesures d'efforts normal et tangentiel en fonction de la passe et du glissement en avant cible.

On remarque que pour les deux passes, l'effort tangent accuse une hausse de 50% environ entre les glissements en avant cible $G^*_{av} = 2\%$ et $G^*_{av} = 10\%$. L'effort normal est lui aussi affecté par la modification du glissement en avant, mais beaucoup moins : il chute de 4.5% pour la première passe, et de 2.1% pour la seconde.

1. sur les micrographies de la figure 2.18, l'incidence du faisceau d'électrons secondaires est de 90° par rapport aux surfaces en contact avec les outils. La rive n'est visible que parce qu'elle n'est pas parallèle au faisceau.

Tab. 2.7 – *Moyennes des efforts tangentiel et normal selon la passe et le glissement en avant cible.*

	F_T (kN)			F_N (kN)		
	$G^*_{av} = 2\%$	$G^*_{av} = 10\%$	Δ (%)	$G^*_{av} = 2\%$	$G^*_{av} = 10\%$	Δ (%)
Passe 1	2.44	3.68	+50.8%	28.29	27.03	−4.5%
Passe 2	3.29	4.90	+48.9%	43.80	42.89	−2.1%

Ces constatations sont le résultat normal de la modification du glissement en avant, qui change la répartition des efforts en fonction de la taille des zones d'entraînement et frein dans l'emprise.

Devant une telle augmentation de l'effort tangentiel, et malgré le fait que les mesures des fissures ont montré une ouverture moindre lors de leur déformation avec un grand glissement en avant, de nouvelles analyses sont effectuées pour déterminer la direction de propagation de ces fissures vers le centre des éprouvettes déformées.

En effet, les mesures effectuées au rugosimètre 3D sont considérées fiables dès lors que l'on dispose d'un échantillonnage de points suffisant, notamment dans les zone où l'éclairage de la zone observée est difficile. Les mesures effectuées plus haut dans ce chapitre sont considérées fiables puisque l'échantillonnage est acceptable : on dispose d'un nombre suffisant de points sur la totalité de la surface mesurée, comme illustré sur les graphes 2.15b ou 2.16b. Mais dès lors que l'on se rapproche de la pointe des fissures, c'est-à-dire les zones les plus proches des surfaces en contact avec les outils durant la déformation des éprouvettes, le manque de lumière peut détériorer la précision des mesures. De plus, comme illustré sur la figure 2.19, l'acquisition des topographies des surfaces s'effectue suivant la normale au plan d'observation, ce qui ne permet pas de mesurer quoi que ce soit si une fissure s'est propagée suivant un angle θ trop aigu par rapport à ce plan.

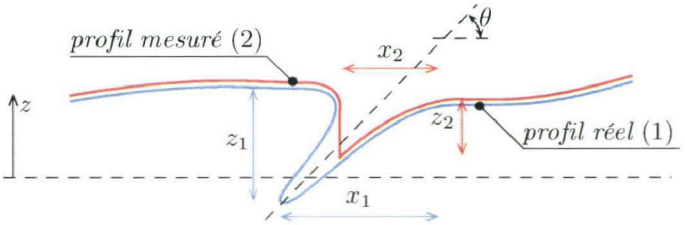


Fig. 2.19 – *Illustration d'un cas de manque d'informations sur le profil.*

Pour remédier à ce manque d'informations sur la forme et la direction de propagation des fissures vers le centre des éprouvettes, un échantillon d'environ un centimètre de longueur est prélevé sur deux éprouvettes, déformées avec $G^*_{av} = 2\%$

et $G^*_{av} = 10\%$. Ces prélèvements sont ensuite enrobés dans une résine de polissage, suivant un plan parallèle aux surfaces en contact avec le cylindre et l'appui de l'URT. Enfin, les enrobages sont polis pour se rapprocher le plus près possible de la ligne de transition cisaillé/arraché (B-C). La figure 2.20 illustre la méthode décrite.

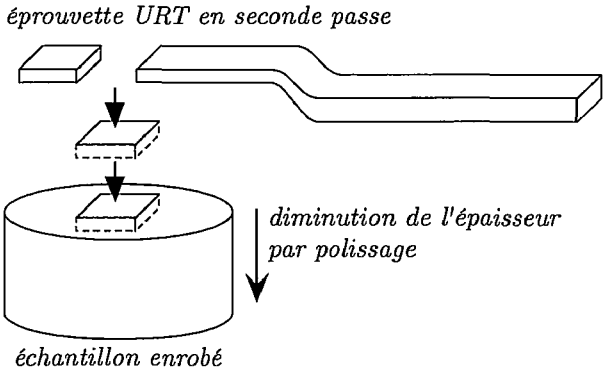
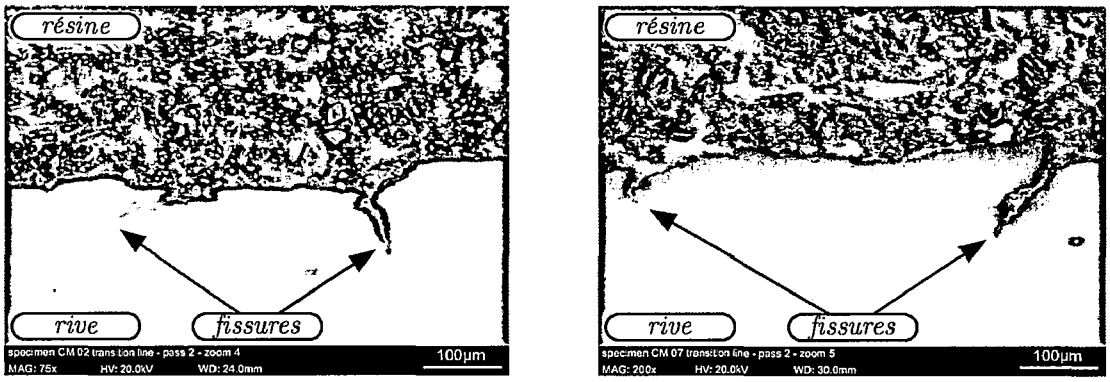


Fig. 2.20 – *Préparation des échantillons pour l'observation de la transition des zones cisaillée et arrachée.*

Les micrographies effectuées au MEB sont données sur la figure 2.21. Elles mettent en évidence une propagation des fissures dont l'orientation n'est pas perpendiculaire à la rive de l'éprouvette. Les fissures mises en évidence par le polissage semblent confirmer la tendance mesurée avec le rugosimètre 3D, c'est-à-dire que leur largeur est moindre avec un glissement en avant important.



a – $G^*_{av} = 2\%$. b – $G^*_{av} = 10\%$.

Fig. 2.21 – *Observations au MEB de la ligne de transition entre les zones cisaillée et arrachée (éprouvettes ST).*

Pour ce qui est de leur profondeur, les mesures ont montré qu'avec un glissement en avant cible de 2%, les fissures sont plus profondes. Toutefois, le rapprochement des figures 2.19 et 2.21 montre que ces mesures sont altérées par leur direction de propagation, qui ne permet pas au rugosimètre d'atteindre la pointe de fissure. Cependant, la propagation des fissures sur l'échantillon de la figure 2.21b, déformé avec $G^*_{av} = 10\%$, semble plus importante que sur l'échantillon déformé avec $G^*_{av} = 2\%$ (figure 2.21a), ce qui serait en accord avec les mesures d'effort tangentiel au niveau du cylindre. Par analogie avec la mécanique de la rupture, l'effort de traction dans l'éprouvette active une sollicitation en mode I. Cependant, la direction de propagation des fissures vers le centre de l'éprouvette n'est pas conforme à celle que l'on constate normalement avec ce mode de sollicitation : la propagation devrait se faire dans la direction normale à l'axe de chargement [GRO06].

À ce stade de l'étude, nous n'avons pas d'élément pour statuer sur le fait que l'ouverture des fissures est plus faible malgré un effort de traction plus important sur la bande. Le chapitre 4 permettra d'apporter des éléments de réponse quant à ce phénomène, qui est lié à la valeur du glissement en avant. On remarquera enfin la similitude des profils des arêtes illustrés sur la figure 2.21 avec celui de la figure 1.3b, chapitre 1. Cela confirme l'efficience du simulateur de contact pour la reproduction fine du défaut de rives.

Synthèse

En résumé de cette première campagne d'essais, la séquence de déformation est reproduite sur des éprouvettes cisaillées (ST) tel que sur le site industriel. L'historique des éprouvettes est pris en compte et, de par la représentativité de l'URT et du glissement en avant choisi pour le premier jeu d'éprouvettes ($G^*_{av} = 2\%$), ces essais se placent au plus proche des conditions de laminage sur Sendzimir. L'observation au MEB des éprouvettes et les mesures des fissures observées montrent que la forme globale de celles-ci obtenues après la première et la seconde passe de déformation plastique dépend fortement du glissement en avant. De plus, les éprouvettes laminées avec un glissement en avant proche de celui utilisé sur le site industriel ($G^*_{av} = 2\%$) présentent des fissures dont l'ouverture est plus importante qu'avec $G^*_{av} = 10\%$.

Les observations des éprouvettes au MEB au niveau de la ligne de transition entre la zone cisaillée et la zone arrachée révèlent une propagation de ces fissures vers le cœur des éprouvettes, selon une direction qui n'est pas perpendiculaire à la rive. La profondeur des fissures vue par le rugosimètre 3D ne correspond donc pas à la profondeur réelle de celles-ci.

La combinaison de l'effort normal et de l'effort tangentiel semble enfin favoriser une ouverture des fissures plus importante lorsque la déformation plastique est effectuée avec $G^*_{av} = 2\%$, malgré un effort tangentiel sur le cylindre plus faible qu'avec $G^*_{av} = 10\%$.

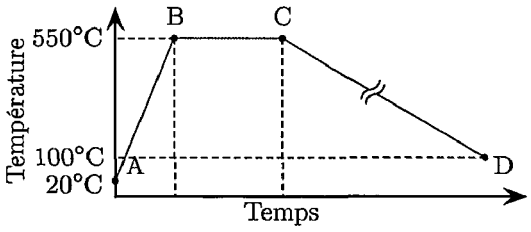
2.3.5 Essais URT sur les éprouvettes cisaillées et recuites (TH)

Comme nous l'avons vu dans la section 1.3.3, les grandes déformations appliquées au matériau durant la découpe conduisent inévitablement à un écrouissage important au niveau des rives. Il s'agit ici de quantifier l'influence de cet écrouissage sur le comportement des rives durant leur déformation, en leur appliquant un recuit d'adoucissement. Les éprouvettes déformées dans cette section sont nommées « éprouvettes TH ». Le même protocole expérimental que pour les éprouvettes ST est ensuite appliqué (figure 2.10), avec une passe supplémentaire.

Préparation des éprouvettes

L'écrouissage induit par la cisaille de rives est relaxé en faisant subir aux éprouvettes un recuit d'adoucissement, effectué à une température de 550°C. À l'inverse du recuit de recristallisation, qui est effectué aux alentours de 750°C pour cette gamme d'acier, et pour lequel de nouveaux grains naissent et croissent pour remplacer les grains existants, le recuit d'adoucissement effectué ici n'altère en rien la structure métallographique des éprouvettes.

La mise au point du protocole de traitement thermique est effectuée sur trois éprouvettes avec des temps de maintien de la température différents pour en évaluer l'influence sur l'écrouissage des rives. Les conditions de traitement sont schématisées sur la figure 2.22 et détaillées dans le tableau 2.8.



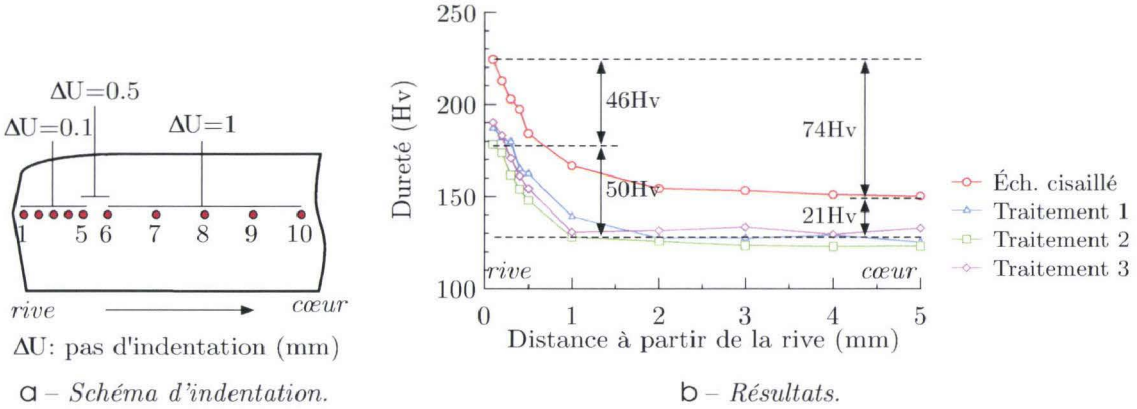
	Point A	Point B	Point C
Cas 1		20min	40min
Cas 2	0	35min	70min
Cas 3		35min	90min

Fig. 2.22 & Tab. 2.8 – *Temps de chauffe et de maintien pour les trois cas de recuit.*

Les éprouvettes sont introduites dans une étuve à température ambiante (point A sur la figure 2.22). La température est ensuite augmentée à 550°C en 20 minutes ou 35 minutes, suivant le cas de traitement choisi (colonne « Point B » du tableau 2.8), puis maintenue pendant une durée donnée dans la colonne « Point C ». Le refroidissement des éprouvettes est effectué porte fermée, pour éviter tout phénomène de trempe, jusqu'à environ 100°C. Ceci correspond au point D sur le graphe.

Des mesures de microdureté sont effectuées sur les éprouvettes traitées pour évaluer l'influence du temps de maintien de chaque configuration de recuit sur l'état d'écrouissage des rives. La figure 2.23a montre le schéma d'indentation suivi et les résultats sont présentés sur la figure 2.23b. Les indentations sont de type Vickers, avec une masse de 500g maintenue pendant 10s. Le respect d'une distance entre

deux indentations ainsi qu'entre une indentation et les bords libres de l'éprouvette est nécessaire : les empreintes produites ont une diagonale d'au moins 78μm pour une dureté de 150Hv ; un espacement de 0.1mm est jugé acceptable.



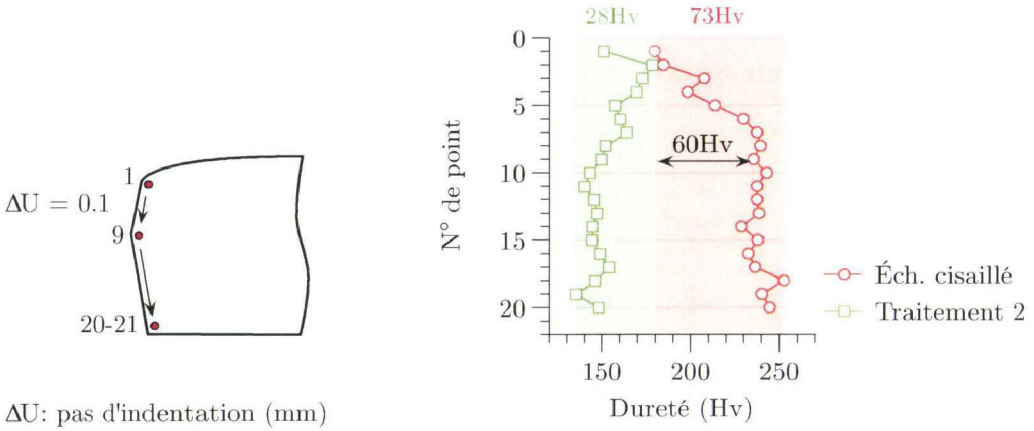
a – *Schéma d'indentation.* b – *Résultats.*

Fig. 2.23 – *Mesures de microdureté pour les trois cas de recuit.*

Le graphe de la figure 2.23b montre les profils de dureté mesurés sur chacune des trois éprouvettes traitées et les compare au profil mesuré sur une éprouvette issue du même prélèvement, non traitée. On constate un écart de 46Hv en extrême rive entre l'éprouvette non traitée et celles traités, soit une diminution de la dureté de 20.4%. Le traitement a également affecté le matériau à cœur puisqu'il s'agit d'un traitement global. L'écart constaté à 5mm du bord cisaillé est de 21Hv par rapport à l'éprouvette non traitée, et le gradient de dureté rive-cœur est de 50Hv environ dans le cas des échantillons traités, et 74Hv dans le cas non traité, soit une diminution de 32.4%. On obtient donc après recuit un état de dureté globalement inférieur à celui de l'échantillon ST, avec un gradient de dureté rive-cœur diminué.

Le deuxième protocole de traitement est sélectionné pour la suite de l'étude. Ce choix est motivé par le fait que dans le premier cas, la puissance de l'étuve n'a pas permis de respecter le temps de montée en température imposé (550°C en 20min). Le procédé de recuit n'est donc pas parfaitement maîtrisé. Les effets du deuxième et du troisième cas de traitement sur l'état de dureté étant très proches, le troisième cas est écarté.

Une nouvelle série de mesures est effectuée, cette fois uniquement sur le cas de traitement sélectionné (cas N°2) et sur l'éprouvette de référence, simplement cisaillée. L'évaluation de l'effet du traitement est basée sur une filiation suivant le profil cisaillé, sur toute l'épaisseur des éprouvettes en partant du haut de la partie cisaillée (zone B) vers le bas de la zone arrachée (zone C). Le schéma d'indentation ainsi que le résultat des mesures sont illustrés sur la figure 2.24.



ΔU: pas d'indentation (mm)

a – *Schéma d'indentation.*

b – *Résultats.*

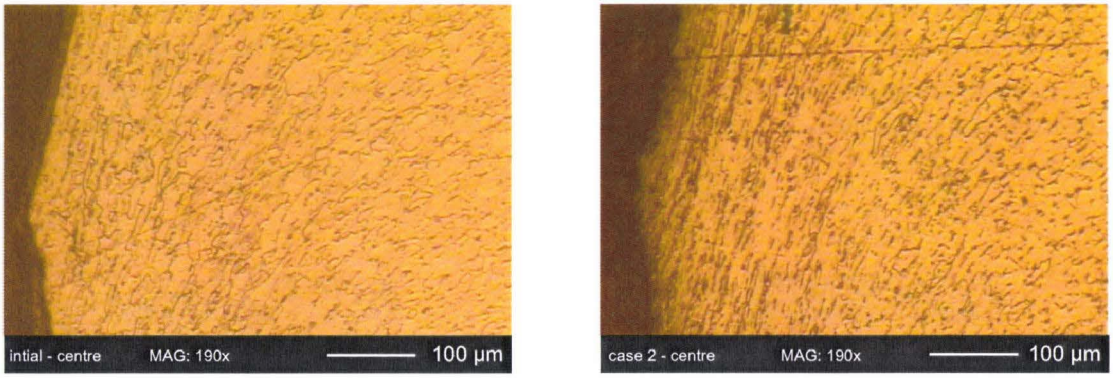
Fig. 2.24 – *Mesures de microdureté suivant le profil de la rive, cas de recuit N°2.*

Les mesures de dureté montrent, dans le cas de l'éprouvette ST, une augmentation de la dureté dans toute la partie cisaillée allant de 180Hv au point N°1 (le haut de la partie cisaillée), à 240Hv au niveau de la zone de transition avec la partie arrachée, au point N°9. Cela correspond à un gradient de dureté dans la zone cisaillée de 60Hv. L'état d'écrouissage dans la partie arrachée est par contre relativement homogène, caractérisé par une dureté de 240Hv. Le gradient de dureté constaté sur la totalité de l'épaisseur est de 73Hv environ.

Les mesures sur l'éprouvette traitée montrent une légère baisse de la dureté sur le haut de la partie cisaillée, puis une homogénéisation de l'état d'écrouissage sur le reste de l'épaisseur, avec une dureté d'environ 150Hv. Le gradient de dureté mesuré sur toute l'épaisseur de l'éprouvette est de 28Hv, soit une baisse de 62% par rapport à l'éprouvette non traitée.

Enfin, des micrographies sont effectuées au niveau de la transition entre les zones B et C, où l'orientation et la forme des grains sont fortement perturbées. Cette zone constitue donc un témoin efficace pour montrer que la structure métallographique des éprouvettes n'a pas été modifiée par le traitement thermique. La figure 2.25a montre une attaque chimique au nital de la zone en question à l'état initial. Les grains sont orientés et allongés vers le bas (sens de pénétration de la lame supérieure) sur une distance d'environ 200μm en partant du bord cisaillé. Cet état métallographique est également constaté sur l'éprouvette ayant subi le deuxième cas de traitement, sur la figure 2.25b.

La procédure de traitement thermique est donc validée et 6 éprouvettes seront traitées suivant cette méthodologie avant de les soumettre à la séquence de déformation plastique avec l'URT selon le protocole illustré sur la figure 2.10.



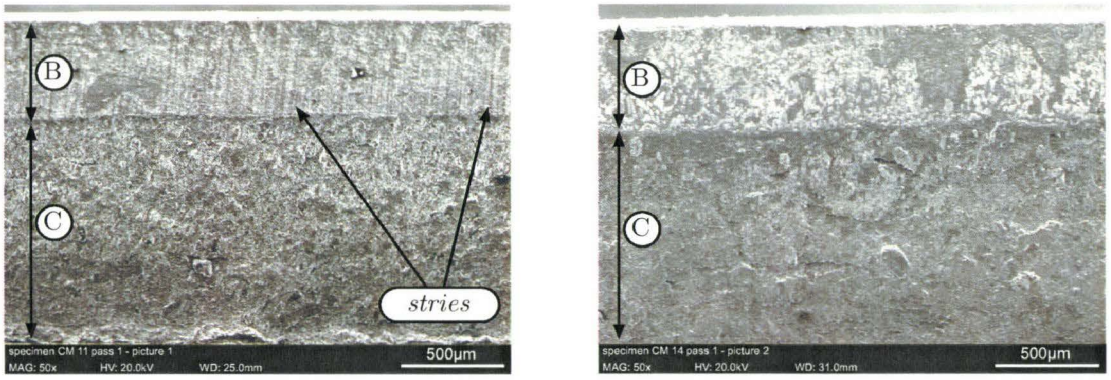
a – *Échantillon ST.*

b – *Échantillon TH (Cas N°2).*

Fig. 2.25 – *Micrographies au niveau de la transition entre les zones cisaillée et arrachée (B-C).*

Topographies et observation des rives au MEB

Les rives des éprouvettes sont observées au MEB après une première passe de déformation sur l'URT (figure 2.26). Dans ce cas, les éprouvettes ne présentent aucune fissure, et l'on distingue d'ailleurs parfaitement la zone de transition entre la partie cisaillée et la partie arrachée. Dans le cas précédent, celle-ci était également visible (figure 2.17) mais présentait toutefois des dégradations en surface, en plus des fissures observées. Dans le cas présent, les marques laissées par la lame supérieure dans la zone cisaillée (zone B) sont encore bien visibles, malgré une réduction de 30% de l'épaisseur de la tôle.



a – $G^*_{av} = 2\%$.

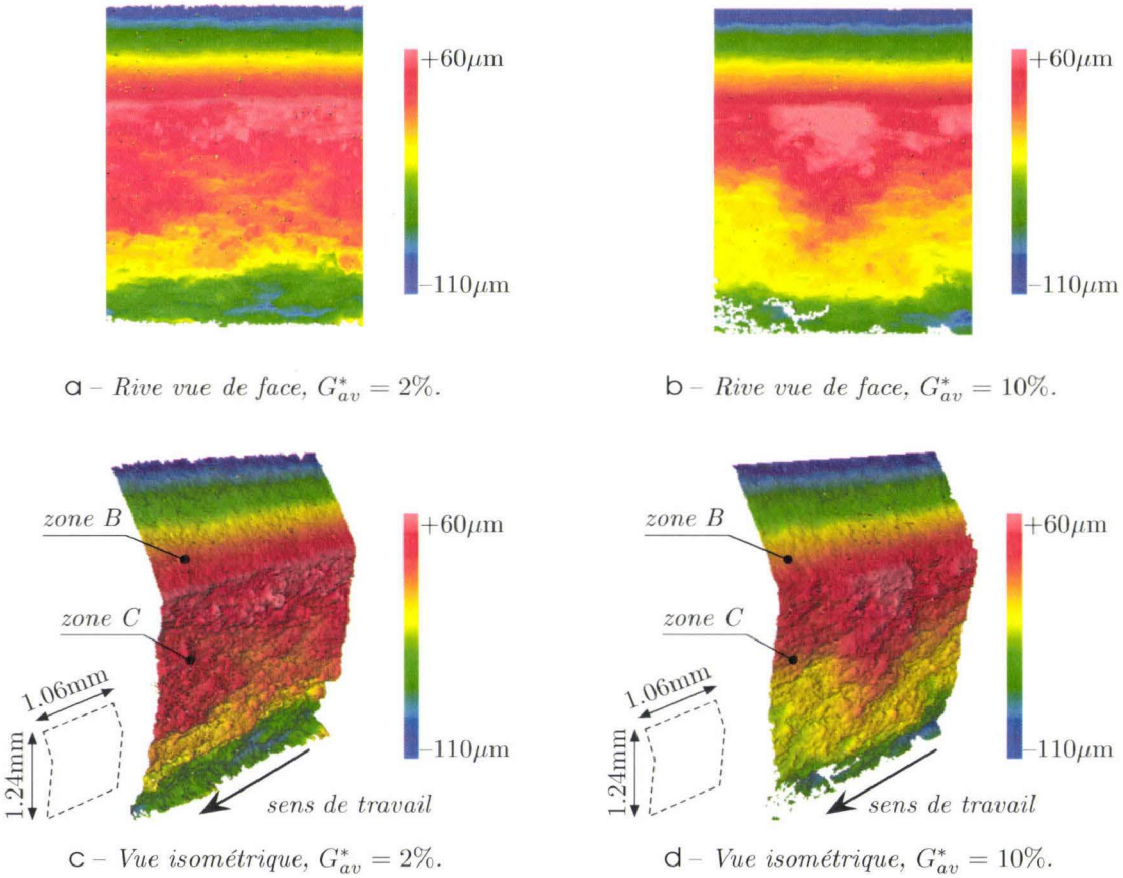
b – $G^*_{av} = 10\%$.

←

sens de travail de la bande

Fig. 2.26 – *Observations au MEB des rives après la première passe de déformation (éprouvettes TH).*

Après une seconde passe de déformation plastique, le même constat que pour la première passe est effectué. Les éprouvettes ne présentent aucune fissure, avec toujours les zones initiales cisaillée et arrachée parfaitement visibles. La figure 2.27 illustre la topographie acquise au rugosimètre 3D pour deux rives d'éprouvettes déformées avec $G^*_{av} = 2\%$ et $G_{av} = 10\%$.



a – *Rive vue de face,* $G^*_{av} = 2\%$.

b – *Rive vue de face,* $G^*_{av} = 10\%$.

c – *Vue isométrique,* $G^*_{av} = 2\%$.

d – *Vue isométrique,* $G^*_{av} = 10\%$.

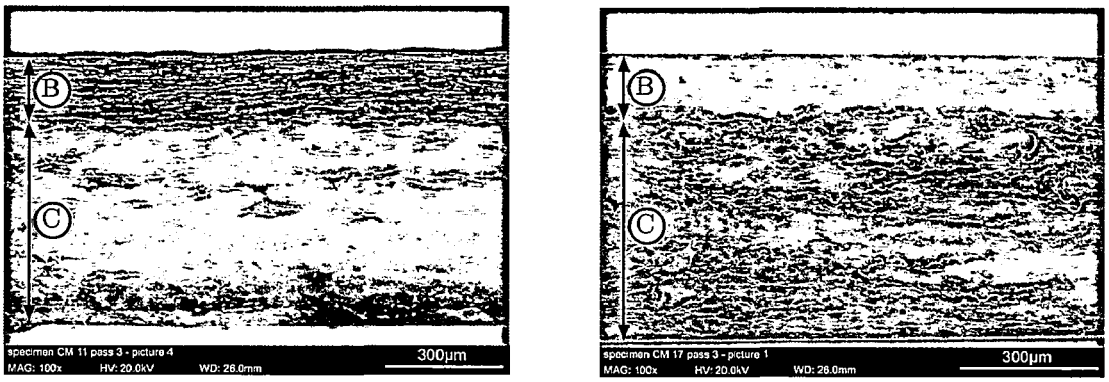
Fig. 2.27 – *Topographie des rives en fin de seconde passe (éprouvettes TH).*

Comme décrit au chapitre 1, le suivi de la production sur le site industriel a montré que le défaut de dents de scie devient visible pour des réductions d'épaisseur comprises entre 60% et 80%, correspondant généralement à une troisième passe de laminage. Les rives ne sont plus considérées à risque, autant pour la qualité du produit que pour les outillages, si le cap de cette troisième passe est franchi.

Comme illustré sur le protocole d'essais (figure 2.10), une troisième passe de laminage est réalisée de manière à déterminer si le traitement des éprouvettes n'a fait que retarder l'apparition des fissures. Les éprouvettes sont toujours laminées en conservant le glissement en avant cible initial.

Après cette troisième passe, les éprouvettes ont une épaisseur de 0.85mm pour un glissement en avant $G^*_{av} = 2\%$, et de 0.73mm dans le cas $G^*_{av} = 10\%$. Dans le cas du glissement cible de 10%, pour lequel les éprouvettes ont montré un développement moins important des fissures que lors de la reproduction des conditions industrielles (éprouvettes ST, section 2.3.4), la prise de fer a été augmentée de manière à rendre les conditions de laminage plus sévères. Les taux de réduction d'épaisseur totale de la tôle correspondant sont de 66% pour $G^*_{av} = 2\%$, et de 71% pour $G^*_{av} = 10\%$.

Les observations au MEB effectuées après cette troisième passe de laminage sont données sur la figure 2.28. Ces micrographies montrent que les éprouvettes n'ont développé aucune fissure significative durant cette troisième passe, quel que soit le taux de réduction.



a – $G^*_{av} = 2\%$. b – $G^*_{av} = 10\%$.

← *sens de travail de la bande*

Fig. 2.28 – *Observations des rives au MEB après la troisième passe de déformation (éprouvettes TH).*

Synthèse

En conclusion de cette deuxième campagne d'essais, les éprouvettes déformées ont au préalable subi un traitement thermique de manière à diminuer l'écrouissage résiduel en extrême rive. Le même protocole de laminage que pour la première campagne expérimentale a été appliqué à ces éprouvettes.

L'observation des rives au MEB ainsi qu'au rugosimètre 3D n'ont révélé aucun signe de fissuration, montrant que l'écrouissage résiduel dû au cisaillage des tôles a une importance significative sur la qualité des rives après laminage.

Les profils de rives obtenus après les trois passes de laminage montrent également que si la forme des rives cisaillées est un facteur prépondérant dans la création de fissures durant le laminage, son effet est supprimé lorsque l'écrouissage en extrême

rive est diminué. Les résultats obtenus durant cette deuxième campagne expérimentale sont donc considérés concluants, et nécessiteront une adaptation aux conditions industrielles notamment pour l'étape de traitement thermique.

2.4 Conclusions

Dans ce chapitre, l'Upsetting Rolling Test est utilisé dans le but de reproduire les conditions mécaniques de contact bande/cylindre durant le laminage des rives. Deux campagnes d'essais sont menées, utilisant des éprouvettes prélevées sur des tôles cisaillées sur le site industriel, pour favoriser la représentativité des résultats obtenus avec le banc d'essais expérimental.

La première campagne d'essais se focalise sur un seul paramètre de conduite de l'URT : le glissement en avant. Un premier jeu d'éprouvettes est déformé avec un glissement en avant proche de celui généralement observé sur le site industriel, conduisant à un cas très proche de laminage sur Sendzimir. Un deuxième jeu d'éprouvettes est déformé avec un glissement en avant important, lequel n'est pas représentatif du procédé industriel mais modifie considérablement le comportement mécanique de l'emprise et offre un cas de sollicitation des éprouvettes intéressant.

La deuxième campagne d'essais reprend les mêmes conditions de contact que la première, mais les éprouvettes ont subi un recuit d'adoucissement, en vue de diminuer l'écrouissage en extrême rive dû à leur cisaillage.

Pour les éprouvettes issues de la première campagne d'essais, l'observation des rives au MEB et au rugosimètre 3D a montré que celles-ci développent des fissures orientées à 45° dès la première passe de laminage. Leur largeur et leur profondeur sont quantifiées à l'aide du rugosimètre 3D et les résultats montrent que la forme de ces fissures est particulièrement sensible au glissement en avant. En effet, lors de l'utilisation d'un faible glissement en avant, les fissures observées ont une largeur plus importante que dans le cas d'un glissement en avant important. Leur profondeur, ou plus précisément leur longueur de propagation, est en revanche augmentée avec le glissement en avant, en accord avec les efforts tangentiels mesurés sur l'URT pendant les essais : de par la direction des efforts appliqués aux éprouvettes, le cylindre de travail les soumet localement à un mode de sollicitation de type I. Cependant, la direction de propagation des fissures ne se fait pas perpendiculairement au déplacement relatif des lèvres. Celles-ci évoluent vers le centre des éprouvettes et ne correspondent donc pas à une ouverture en mode I.

Dans le cas des éprouvettes déformées après relaxation des contraintes, les rives ont un comportement totalement différent. En effet, celles-ci ne présentent aucun signe de fissuration jusqu'à la troisième passe de laminage. De plus, dans le cas d'un glissement en avant important, c'est-à-dire le cas le moins favorable à l'ouverture des fissures durant la première campagne, le taux de réduction appliqué aux éprouvettes

a été augmenté pour rendre les conditions de déformation plus sévères. En conclusion de cette deuxième campagne d'essais, deux points importants sont notés :

- l'écrouissage appliqué aux éprouvettes par le procédé de cisaillage de rives est un facteur prépondérant dans la qualité résultante des rives après laminage ;
- malgré une zone de transition entre les parties cisaillée et arrachée particulièrement accidentée, les rives n'ont développé aucune fissure. La qualité des rives après déformation montre donc que l'effet potentiel du profil initial sur la création de fissures en rive est effacé par le traitement thermique.

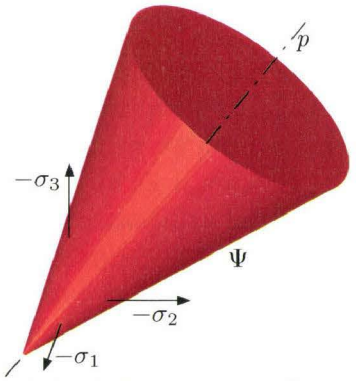
Ces points seront abordés dans le chapitre suivant, qui se focalise sur la modélisation éléments finis et l'analyse du comportement des rives lors de leur cisaillage et de leur laminage.

Modélisation et identification du comportement de l'acier

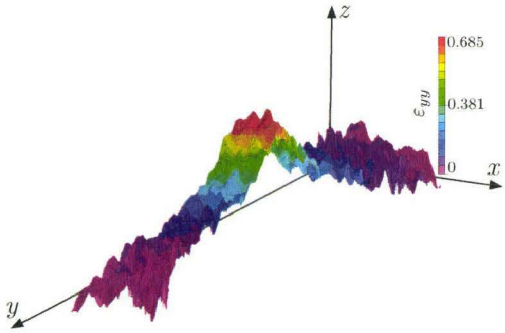
Chapitre

En quelques mots...

Dans ce chapitre, le comportement ductile de l'acier étudié est développé. Une loi élastoplastique couplée à l'endommagement est introduite, permettant ainsi de prendre en compte à la fois l'écrouissage des zones proches de la découpe ainsi que l'adoucissement de l'acier, dû à la naissance et à la croissance de cavités. À l'échelle du Volume Élémentaire Représentatif, ces cavités entraînent une déformation non-isochore dans le matériau. Les outils tels que la stéréo-corrélation d'images ont permis de montrer et d'identifier ce comportement, qui est représenté par l'utilisation d'un modèle de plasticité non-associée. Plusieurs critères de rupture sont ensuite présentés ; certains d'entre eux sont retenus et calibrés dans la seconde partie de ce chapitre. Enfin, le modèle est implémenté dans une sous-routine pour ABAQUS/Explicit. Il est ensuite validé globalement puis localement.



potentiel plastique non-associatif dans l'espace des contraintes principales



champs de déformation longitudinale issus de la sétéro-corrélation d'images

Sommaire

3.1 Introduction 68
3.2 Modélisation du comportement de l'acier 68
3.3 Identification des paramètres matériaux 85
3.4 Conclusions 96

3.1 Introduction

Nous avons vu dans le chapitre précédent que l'apparition de défauts lors de la déformation plastique de la bande d'acier était majoritairement due à l'état d'écrouissage des rives. Cet état est directement lié au taux d'écrouissage de cette zone, c'est-à-dire à l'accumulation de déformation plastique engendrée par le cisaillage de rives. Ce chapitre ainsi que le suivant concernent la partie numérique de ces travaux de recherche, dans laquelle il s'agira de mieux comprendre les phénomènes qui interviennent dans la formation des défauts de rive par l'utilisation de modèles numériques du procédé de cisaillage et de l'URT.

Le point de départ pour la modélisation des procédés de mise en forme est le choix du modèle de comportement du matériau. La première partie de ce chapitre y est consacrée. La formulation du modèle d'endommagement retenu et les équations qui le constituent sont présentées en vue de leur intégration dans le code de calcul ABAQUS.

La deuxième partie de ce chapitre est consacrée à l'identification des paramètres du modèle de comportement implémenté. L'identification par méthode inverse est abordée et l'algorithme d'optimisation implémenté est détaillé. Suite à l'identification des paramètres matériau, une validation de l'implémentation est effectuée de manière locale, grâce à la comparaison des résultats numériques avec les champs de déformations expérimentaux obtenus par stéréo-corrélation d'images (Annexe A).

3.2 Modélisation du comportement de l'acier

Dans le domaine de la mise en forme des produits plats, on trouve essentiellement des approches dites *phénoménologiques*, par opposition à des approches dites *micromécaniques* dès lors que l'on souhaite prédire la formabilité d'un produit et/ou déterminer une zone sensible à la rupture. Les travaux de Saanouni *et al.* [SAA10], Wisselink et Huétink [WIS04] ou encore Hambli [HAM03] ont clairement mis en évidence l'efficacité de ce type d'approche, notamment lors de la découpe de tôles par cisaillage ou poinçonnage. La mise en forme de pièces massives est aussi souvent modélisée par ce type d'approche. Soyarslan et Tekkaya [SOY10] ont formulé le modèle d'endommagement de Lemaitre dans l'espace des contraintes principales pour simuler l'apparition de chevrons lors du filage à froid. Ce champ d'application a également été étudié, plus tôt, par Saanouni *et al.* [SAA04], toujours avec le modèle d'endommagement de Lemaitre.

La problématique du cisaillage de tôles et du laminage à froid associée à la prédiction de l'apparition de défauts de type dents de scie s'inscrit parfaitement dans une approche phénoménologique. Celle-ci est donc adoptée pour la modélisation du comportement de l'acier.

Ce chapitre est consacré à l'implémentation du modèle de comportement du matériau dans le code de calcul ABAQUS, et à l'identification de ses paramètres mécaniques. Nous nous affranchirons donc des bases thermodynamiques sur lesquelles

les modèles phénoménologiques reposent généralement, et nous donnerons directement les équations locales, en vue de leur implémentation dans une sous-routine utilisateur.

Les étapes de la construction du modèle de comportement sont abordées avec le comportement élastoplastique et l'endommagement ductile. Enfin, le modèle implémenté fera l'objet d'une modification visant à prendre en compte l'effet de l'endommagement sur le changement de volume du matériau.

3.2.1 Comportement élastoplastique

L'intégration locale des équations constitutives est basée sur un schéma de prédiction élastique–correction plastique implicite, suivant la méthode itérative de Newton-Raphson. Les données nécessaires à l'intégration des équations de comportement sont envoyées par ABAQUS à la routine utilisateur, c'est-à-dire le jeu de variables représentatives de l'état interne du matériau H_n à l'incrément précédent n, et le tenseur incrément des déformations totales $\Delta\boldsymbol{\varepsilon}$ à l'incrément courant $n+1$. Il s'agit donc de déterminer la partie élastique linéaire $\Delta\boldsymbol{\varepsilon}^e$ et la partie plastique non-linéaire $\Delta\boldsymbol{\varepsilon}^p$ de celui-ci. Le schéma de prédiction élastique–correction plastique est illustré sur la figure 3.1.

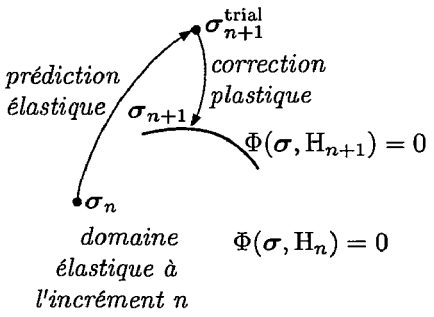


Fig. 3.1 – *Interprétation géométrique du schéma de prédiction élastique–correction plastique.*

Pour un incrément $n+1$ donné l'état à l'incrément précédent est recouvré, telle que la déformation élastique $\boldsymbol{\varepsilon}_n^e$ et la déformation plastique équivalente $\bar{\varepsilon}_n^p$. Dans un premier temps le tenseur incrément des déformations $\Delta\boldsymbol{\varepsilon}$ passé par ABAQUS est considéré purement élastique. On effectue une *prédiction élastique*[1] des contraintes pour l'incrément courant $n+1$ à partir des déformations élastiques et plastiques à l'incrément n, et de l'incrément de déformation $\Delta\boldsymbol{\varepsilon}$, tel que

$$\boldsymbol{\varepsilon}_{n+1}^{e\ \text{trial}} = \boldsymbol{\varepsilon}_n^e + \Delta\boldsymbol{\varepsilon} \tag{3.1}$$

$$\bar{\varepsilon}_{n+1}^{p\ \text{trial}} = \bar{\varepsilon}_n^p. \tag{3.2}$$

1. un *test*, noté *trial* dans les équations

Sous sa forme décomposée, le tenseur des contraintes issu de la prédiction élastique est

$$\begin{aligned} \boldsymbol{\sigma}_{n+1}^{\text{trial}} &= \boldsymbol{s}_{n+1}^{\text{trial}} + p_{n+1}^{\text{trial}} \boldsymbol{I} && (3.3) \\ \text{avec} \quad \boldsymbol{s}_{n+1}^{\text{trial}} &= 2G\boldsymbol{\varepsilon}_{d\ n+1}^{e\ \text{trial}} && (3.4) \\ \text{et} \quad p_{n+1}^{\text{trial}} &= K\varepsilon_{v\ n+1}^{e\ \text{trial}}, && (3.5) \end{aligned}$$

avec les indices d dénotant la partie déviatorique d'un tenseur et v sa composante volumique, $\boldsymbol{s}$ le déviateur des contraintes, p la pression hydrostatique et $\boldsymbol{I}$ le tenseur identité du second ordre. G et K sont le module de cisaillement et le module de compressibilité du matériau, définis par

$$\begin{aligned} G &= \frac{E}{2(1+\nu)} && (3.6) \\ \text{et} \quad K &= \frac{E}{3(1-2\nu)}. && (3.7) \end{aligned}$$

avec E le module d'élasticité et ν le coefficient de Poisson. La validité de la prédiction élastique est ensuite vérifiée par l'application du critère de plasticité, dans notre cas celui de von Mises, pour lequel la surface de charge caractérisant la limite entre le domaine élastique et le domaine plastique est définie par

$$\begin{aligned} \Phi^{\text{trial}} &= q_{n+1}^{\text{trial}} - \sigma_y(\bar{\varepsilon}_{n+1}^{p\ \text{trial}}) \leq 0 && (3.8) \\ \text{avec} \quad \sigma_y(\bar{\varepsilon}_{n+1}^{p\ \text{trial}}) &= \sigma_0 + k_1 \bar{\varepsilon}_{n+1}^{p\ \text{trial}\ m}, && (3.9) \end{aligned}$$

où $\sigma_y(\bar{\varepsilon}_{n+1}^{p\ \text{trial}})$ est la loi d'écrouissage de Ludwick adoptée pour cette étude, q_{n+1}^{trial} la contrainte équivalente au sens de von Mises issue de la prédiction élastique et J_2 le second invariant du déviateur des contraintes, définis par

$$\begin{aligned} q_{n+1}^{\text{trial}} &= \sqrt{3J_2(\boldsymbol{s}_{n+1}^{\text{trial}})}, && (3.10) \\ J_2(\boldsymbol{s}) &= \frac{1}{2}\|\boldsymbol{s}\|^2. && (3.11) \end{aligned}$$

Si la condition 3.8 définie ci-dessus est satisfaite (c'est-à-dire si $\Phi^{\text{trial}} \leq 0$), alors l'incrément de déformation est purement élastique et le tenseur des contraintes *test* $\boldsymbol{\sigma}_{n+1}^{\text{trial}}$ devient définitif pour l'incrément $n+1$.

Dans le cas contraire, la partie plastique $\Delta\boldsymbol{\varepsilon}^p$ du tenseur incrément de déformation doit être calculée. Cette opération de *correction plastique* vise à résoudre le système non-linéaire

$$\left.\begin{aligned} \boldsymbol{\varepsilon}_{n+1}^{e} &= \boldsymbol{\varepsilon}_{n+1}^{e\ \text{trial}} - \overbrace{\Delta\gamma \boldsymbol{N}_{n+1}}^{\Delta\boldsymbol{\varepsilon}^p} \\ \bar{\varepsilon}_{n+1}^{p} &= \bar{\varepsilon}_{n}^{p} + \Delta\gamma \\ 0 &= q_{n+1} - \sigma_y(\bar{\varepsilon}_{n}^{p} + \Delta\gamma) \end{aligned}\right\}, \qquad (3.12)$$

avec $\boldsymbol{N}_{n+1}$ le vecteur de retour, dérivée de la surface de charge par rapport au tenseur des contraintes puisque nous sommes dans le cadre de la plasticité associée :

$$\boldsymbol{N}_{n+1} = \frac{\partial \Phi}{\partial \boldsymbol{\sigma}} = \sqrt{\frac{3}{2}} \frac{\boldsymbol{s}_{n+1}^{\text{trial}}}{\|\boldsymbol{s}_{n+1}^{\text{trial}}\|}. \tag{3.13}$$

De manière à diminuer le coût de calcul, on trouve le système 3.12 écrit sous la forme classique d'une seule équation avec comme inconnue l'incrément de déformation plastique équivalente $\Delta\gamma$,

$$\Phi = q_{n+1}^{\text{trial}} - 3G\Delta\gamma - \sigma_y(\bar{\varepsilon}_n^p + \Delta\gamma) = 0 \tag{3.14}$$

Cette équation sera aisément résolue grâce à la méthode itérative implicite de Newton-Raphson. Lorsqu'une solution est trouvée pour $\Delta\gamma$, les grandeurs nécessaires à l'interprétation des résultats (déformations plastiques, énergie de déformation plastique...) ainsi que le tenseur des déformations élastiques et le tenseur des contraintes sont mis à jour à partir des équations de Prandtl-Reuss

$$\begin{aligned}
\boldsymbol{\varepsilon}_{n+1}^e &= \boldsymbol{\varepsilon}_{d\ n+1}^e + \frac{1}{3}\varepsilon_{v\ n+1}^e \boldsymbol{I}, && (3.15)\\
\boldsymbol{\sigma}_{n+1} &= \boldsymbol{s}_{n+1} + p_{n+1}\boldsymbol{I} \\
\text{avec} \quad \boldsymbol{\varepsilon}_{d\ n+1}^e &= \boldsymbol{\varepsilon}_{d\ n+1}^{e\ \text{trial}} - \Delta\gamma \boldsymbol{N}_{n+1} && (3.16)\\
\text{et} \quad \boldsymbol{s}_{n+1} &= \boldsymbol{s}_{n+1}^{\text{trial}} - 2G\Delta\gamma \boldsymbol{N}_{n+1} && (3.17)
\end{aligned}$$

Enfin, le vecteur de retour dérivé du critère de plasticité de von Mises étant purement déviatorique, la partie sphérique du tenseur des déformations élastiques et du tenseur des contraintes est identique à celle de la prédiction élastique :

$$\begin{aligned}
\varepsilon_{v\ n+1}^e &= \varepsilon_{v\ n+1}^{e\ \text{trial}}, && (3.18)\\
p_{n+1} &= p_{n+1}^{\text{trial}}. && (3.19)
\end{aligned}$$

3.2.2 Couplage de l'élastoplasticité à l'endommagement

Le problème du découpage des tôles par cisaillement plastique a largement été étudié ; quelques références ont été citées en début de section. Dans la plupart des études sur le sujet, la modélisation de la rupture ductile est effectuée par le couplage, fort ou faible, de la loi élastoplastique du matériau avec un modèle d'endommagement. Ils permettent de représenter de manière globale (phénoménologique) la dégradation progressive du matériau correspondant à la naissance, à la croissance et à la coalescence de cavités ou de microfissures.

Les modèles d'endommagement les plus utilisés en mise en forme des aciers sont celui de Lemaitre [LEM85] et celui de Gurson-Tvergaard-Needleman (GTN) [GUR77][TVE84]. Ces modèles sont particulièrement adaptés à la modélisation du cisaillage de tôles puisque, comme montré par Bao et Wierzbicki [BAO04] et Barsoum et Faleskog [BAR07], la rupture ductile qui apparait dans ce type de procédé

est majoritairement gouvernée par l'accumulation de déformations plastiques et le taux de triaxialité.

Les essais expérimentaux menés par Li *et al.* [LI10] ont permis de comparer le modèle de Lemaitre au modèle GTN sous divers cas de sollicitation, dont la traction, la compression et le cisaillement. Il apparait que ces deux modèles sont en effet adaptés à la modélisation du cisaillage de tôles, tant que le taux de triaxialité ne se situe pas autour de zéro (cisaillement pur). L'étude de Dalloz *et al.* [DAL09] a d'ailleurs montré que dans le cas de la découpe de tôles, le taux de triaxialité reste positif (traction dominante), ce qui permettait l'utilisation, dans leur cas, du modèle GTN. Ce modèle, comparé au modèle de Lemaitre, a par contre montré des lacunes dans la prédiction de l'initiation de la rupture dans le cas de la compression.

Pour les raisons évoquées ci-dessus, le modèle d'endommagement de Lemaitre est sélectionné. Il est en effet compatible avec les cas de sollicitations rencontrés dans nos procédés de fabrication : le cisaillage de rives et le laminage. Son fondement est rapidement présenté puis les équations locales sont écrites dans le cas du couplage fort élastoplasticité-endommagement, selon les travaux de Souza Neto [SOU02].

Fondements du modèle de Lemaitre

Le modèle d'endommagement de Lemaitre est basé sur l'introduction de la variable scalaire D, qui représente le taux de dégradation d'un Volume Élémentaire Représentatif (VER) du matériau considéré, dû à la naissance et à la croissance de cavités. Cette variable est définie comme le rapport de la surface des cavités S_D sur la surface totale S suivant un plan de normale $\vec{n}$ coupant le VER :

$$D = \frac{S_D}{S}, \qquad \text{avec} \quad 0 \leq D \leq D_c \leq 1, \tag{3.20}$$

où D_c correspond au seuil d'endommagement pour lequel une macro-fissure apparaît. La figure 3.2 illustre un VER endommagé et les surfaces qui entrent dans la définition de D.

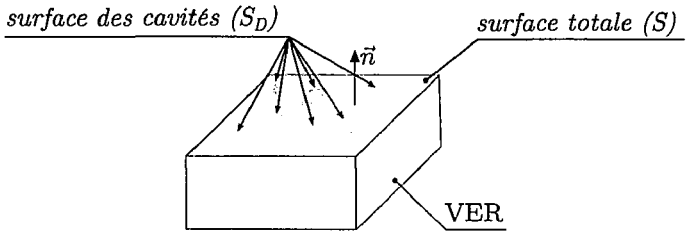


Fig. 3.2 – *Illustration d'un Volume Élémentaire Représentatif de matière endommagé.*

Le principe de contrainte effective et l'hypothèse d'équivalence des déformations, qui dit que « le comportement en déformation du matériau endommagé est repré-

senté par la loi constitutive du matériau sain avec la contrainte vraie remplacée par la contrainte effective », permettent d'écrire dans le cas uniaxial la loi de l'élasticité linéaire pour le matériau endommagé

$$\begin{aligned} \sigma &= E\varepsilon, && (3.21)\\ \text{avec} \quad E &= (1-D)E_0, && (3.22) \end{aligned}$$

où E_0 et E représentent les modules d'élasticité du matériau sain et endommagé. En termes tensoriels, pour l'endommagement isotrope, la relation 3.21 s'écrit

$$\begin{aligned} \boldsymbol{\sigma} &= \mathsf{D} : \boldsymbol{\varepsilon}^e, && (3.23)\\ \text{avec} \quad \mathsf{D} &= (1-D)\mathsf{D}_0, && (3.24) \end{aligned}$$

et avec D_0 et D les tenseurs d'élasticité du matériau sain et endommagé. Cette dernière relation constitue un point de départ pour la réécriture du schéma de prédiction élastique–correction plastique détaillé en section 3.2.1, avec l'introduction de la variable scalaire d'endommagement D.

Intégration locale

La prédiction incrémentale élastique est effectuée de la même manière que pour le modèle élastoplastique de von Mises, et les équations 3.4 et 3.5 deviennent

$$\begin{aligned} \boldsymbol{s}_{n+1}^{\text{trial}} &= (1-D_n)2G\boldsymbol{\varepsilon}_{d\ n+1}^{e\ \text{trial}} && (3.25)\\ p_{n+1}^{\text{trial}} &= (1-D_n)K\varepsilon_{v\ n+1}^{e\ \text{trial}}. && (3.26) \end{aligned}$$

La fonction de charge pour le critère de plasticité de von Mises couplé à l'endommagement s'écrit maintenant en fonction de la contrainte de von Mises effective *test*

$$\begin{aligned} \Phi^{\text{trial}} &= \tilde{q}_{n+1}^{\text{trial}} - \sigma_y(\bar{\varepsilon}_n^p) && (3.27)\\ \text{avec} \quad \tilde{q}_{n+1}^{\text{trial}} &= \frac{q_{n+1}^{\text{trial}}}{1-D_n}. && (3.28) \end{aligned}$$

Comme dans la section 3.2.1, si $\Phi^{\text{trial}} \leq 0$ le chargement est élastique et la prédiction élastique devient définitive pour l'incrément $n+1$. Dans le cas contraire, la partie plastique de $\Delta\boldsymbol{\varepsilon}$ doit être calculée. Le système d'équations 3.12 permettant d'effectuer la correction plastique est enrichi d'une équation supplémentaire qui définit l'évolution de l'endommagement durant cet incrément. Le système 3.12 devient :

$$\left.\begin{aligned} \boldsymbol{\varepsilon}_{n+1}^e &= \boldsymbol{\varepsilon}_{n+1}^{e\ \text{trial}} - \Delta\gamma \boldsymbol{N}_{n+1}\\ \bar{\varepsilon}_{n+1}^p &= \bar{\varepsilon}_n^p + \Delta\gamma\\ D_{n+1} &= D_n + \frac{\Delta\gamma}{1-D_{n+1}}\left(\frac{-Y_{n+1}}{S}\right)^s\\ 0 &= \frac{q_{n+1}}{1-D_{n+1}} - \sigma_y(\bar{\varepsilon}_n^p + \Delta\gamma) \end{aligned}\right\}, \qquad (3.29)$$

avec le vecteur de retour

$$\boldsymbol{N}_{n+1} = \frac{\partial \Phi}{\partial \boldsymbol{\sigma}} = \sqrt{\frac{3}{2}} \frac{\boldsymbol{s}_{n+1}^{\text{trial}}}{(1 - D_{n+1}) \left\| \boldsymbol{s}_{n+1}^{\text{trial}} \right\|}. \tag{3.30}$$

Dans le système d'équations ci-dessus, S et s sont les paramètres d'endommagement du modèle de Lemaitre, qui peuvent être obtenus au moyen d'essais mécaniques ou numériquement, par méthode inverse par exemple. Y est le taux de restitution d'énergie endommagée défini par Lemaitre [LEM85], qui s'écrit

$$\begin{aligned} Y &= -\frac{1}{2} \boldsymbol{\varepsilon}_{n+1}^{e} : \mathsf{D}^{e} : \boldsymbol{\varepsilon}_{n+1}^{e} \\ &= \frac{-1}{2(1 - D_{n+1})^2} \boldsymbol{\sigma}_{n+1} : [\mathsf{D}^{e}]^{-1} : \boldsymbol{\sigma}_{n+1} \\ &= \frac{-q_{n+1}^2}{6G(1 - D_{n+1})^2} - \frac{p_{n+1}^2}{2K(1 - D_{n+1})^2}. \end{aligned} \tag{3.31}$$

L'introduction de l'évolution de l'endommagement dans le schéma itératif implicite de Newton-Raphson rend la résolution du système 3.29 plus coûteuse en temps de calcul, comparée à l'équation 3.14 du modèle élastoplastique de von Mises. Au niveau d'un seul point de Gauss cet effet est négligeable. Mais rapporté à une structure, il peut fortement impacter le temps global de calcul, notamment dans les analyses dynamiques explicites pour lesquelles le nombre d'incréments est généralement très grand.

Dans le but d'améliorer l'efficacité des solveurs implicites ou explicites, de Souza Neto [SOU02] a réécrit le système d'équations 3.29 en une seule équation, avec pour inconnue l'incrément de déformation plastique équivalente $\Delta\gamma$. Ainsi, le système 3.29 devient

$$\Phi(\Delta\gamma) = \omega(\Delta\gamma) - \omega_n + \frac{\Delta\gamma}{\omega(\Delta\gamma)} \left(\frac{-Y(\Delta\gamma)}{S} \right)^{s} = 0, \tag{3.32}$$

avec le taux de restitution d'énergie endommagée Y et la variable d'endommagement D, incluse dans la définition de $\omega(\Delta\gamma)$, qui ne dépendent plus que de $\Delta\gamma$:

$$\omega(\Delta\gamma) = \omega_{n+1} = 1 - D_{n+1} = \frac{3G\Delta\gamma}{\tilde{q}_{n+1}^{\text{trial}} - \sigma_y(\bar{\varepsilon}_n^p + \Delta\gamma)}, \tag{3.33}$$

$$Y(\Delta\gamma) = \frac{-\sigma_y(\bar{\varepsilon}_n^p + \Delta\gamma)^2}{6G} - \frac{\tilde{p}_{n+1}^2}{2K}. \tag{3.34}$$

Comme pour le cas élastoplastique et l'équation 3.14, cette équation est résolue par la méthode de Newton-Raphson. Lorsque qu'une solution est obtenue pour $\Delta\gamma$, la variable d'endommagement est réactualisée ainsi que le tenseur des déformations élastiques et le tenseur des contraintes,

$$\boldsymbol{\varepsilon}_{d\ n+1}^{e} = \boldsymbol{\varepsilon}_{d\ n+1}^{e\ \text{trial}} - \Delta\gamma \boldsymbol{N}_{n+1} \tag{3.35}$$

$$\boldsymbol{s}_{n+1} = (1 - D_{n+1}) \tilde{\boldsymbol{s}}_{n+1}^{\text{trial}} - 2G\Delta\gamma \sqrt{\frac{3}{2}} \frac{\boldsymbol{s}_{n+1}^{\text{trial}}}{\left\| \boldsymbol{s}_{n+1}^{\text{trial}} \right\|} \tag{3.36}$$

$$p_{n+1} = (1 - D_{n+1}) \tilde{p}_{n+1}^{\text{trial}}. \tag{3.37}$$

Et enfin :

$$\varepsilon^e_{n+1} = \varepsilon^e_{d\ n+1} + \frac{1}{3}\varepsilon^{e\ \text{trial}}_{v\ n+1}\boldsymbol{I} \tag{3.38}$$

$$\boldsymbol{\sigma}_{n+1} = \boldsymbol{s}_{n+1} + p_{n+1}\boldsymbol{I}. \tag{3.39}$$

L'algorithme proposé par de Souza Neto [SOU02] présente un intérêt particulier puisqu'il est d'une grande stabilité, même pour de grands incréments de déformations avec des valeurs d'endommagement importantes. Cet algorithme a également été utilisé par [MAS05] à des fins de validations en traction uniaxiale et en flexion trois points sur éprouvettes entaillées, et par Andrade Pires *et al.* [AND04] dans le cas de mise en forme de pièces massives.

Prise en compte de la fermeture partielle des cavités

Andrade Pires *et al.* [AND04] ont modifié l'algorithme de de Souza Neto [SOU02] pour prendre en compte l'effet de la fermeture partielle des cavités lorsque la direction de chargement change durant le procédé de mise en forme. En effet, l'endommagement évolue moins rapidement ou pas du tout lorsque le matériau est soumis à des sollicitations en compression. Ce cas est généralement rencontré dans la mise en forme de pièces complexes ; des exemples classiques sont l'inversion externe de tubes (César de Sá *et al.* [CES06]) ou la compression de lopins ou de tubes (Mariage [MAR03]).

Les procédés de mise en forme que nous souhaitons modéliser dans cette étude présentent ce type de comportement, notamment lors du passage du cisaillage au laminage de la tôle. L'enrichissement du modèle de de Souza Neto proposé par Andrade Pires *et al.* est dans notre cas justifié. Andrade Pires *et al.* proposent, comme déjà effectué par Lemaitre [LEM97], de scinder le tenseur des contraintes en une partie positive et une partie négative, puis d'introduire ces parties dans la définition du taux de restitution d'énergie endommagée. La partie négative de Y (terme en compression) est affectée de la variable phénoménologique h, avec $0 \leq h \leq 1$, pour diminuer sa contribution. Le taux de restitution d'énergie endommagée devient donc

$$Y = \frac{-1}{2E(1-D)}\left[(1+\nu)\boldsymbol{\sigma}^+ : \boldsymbol{\sigma}^+ - \nu\langle \text{trace}(\boldsymbol{\sigma})\rangle^2\right] \ldots$$
$$\ldots - \frac{h}{2E(1-hD)}\left[(1+\nu)\boldsymbol{\sigma}^- : \boldsymbol{\sigma}^- - \nu\langle -\text{trace}(\boldsymbol{\sigma})\rangle^2\right], \tag{3.40}$$

avec $\boldsymbol{\sigma}^+$ et $\boldsymbol{\sigma}^-$ les parties positive et négative de $\boldsymbol{\sigma}$. Néanmoins la formulation proposée est coûteuse en temps de calcul puisqu'il est nécessaire de réactualiser le tenseur des contraintes à chaque itération effectuée par le schéma de Newton-Raphson.

Il est ici choisi de simplifier la relation 3.40 en appliquant le facteur h à l'ensemble de la définition du taux de restitution d'énergie endommagée en fonction du taux

de triaxialité, défini par le rapport de la pression hydrostatique et de la contrainte équivalente ($\eta = p/q$), c'est-à-dire

$$Y(\Delta\gamma) = \alpha \left[\frac{-\sigma_y(\bar{\varepsilon}_n^p + \Delta\gamma)^2}{6G} - \frac{\tilde{p}_{n+1}^2}{2K} \right], \tag{3.41}$$

$$\text{avec} \quad \begin{cases} \alpha = 1 & \eta > 0 \ \text{(traction)} \\ \alpha = h & \eta \leq 0 \ \text{(compression)}. \end{cases}$$

Ainsi, lorsqu'un point de Gauss est sollicité en traction, le taux de restitution d'énergie initial est recouvré. Dans le cas contraire, $Y(\Delta\gamma)$ est affecté du coefficient h. α est représenté de manière schématique sur la figure 3.3, en fonction du taux de triaxialité.

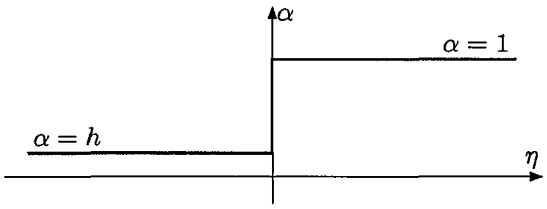


Fig. 3.3 – *Représentation schématique du paramètre de fermeture partielle des cavités, en fonction du taux de triaxialité.*

3.2.3 Variation de volume due à la croissance de cavités

Concept proposé

Comme illustré sur la figure 3.2 de la section 3.2.2, l'apparition de l'endommagement dans un volume élémentaire de matière engendre la formation de cavités qui réduisent la surface effectivement résistante. Ceci implique que le volume apparent du VER endommagé n'est plus le même : il correspond à la somme du volume de vide et du volume de matière. D'un point de vue phénoménologique, l'évolution de l'endommagement conduit donc à l'augmentation du volume apparent du VER, et sa plastification ne se fait plus à volume constant.

Il est proposé d'introduire, en plus de la variable d'endommagement D, une nouvelle variable phénoménologique pour prendre en compte ce changement de volume dû à l'endommagement : ν^p. Cette variable, appelée par abus de langage « coefficient de Poisson plastique », est mesurée dans le cas de la traction uniaxiale par la relation

$$\nu^p = -\frac{\varepsilon_{xx}^p}{\varepsilon_{yy}^p}, \tag{3.42}$$

avec ε_{xx}^p et ε_{yy}^p les déformations plastiques transversale et longitudinale.

Remarque 3.1: Il est important ici d'insister sur le fait que la variable ν^p est une variable *phénoménologique*, et définit donc le comportement global d'un VER. En effet, l'endommagement ne modifie pas le comportement microstructurel de l'acier et sa plasticité se fait bien, à l'échelle d'une cavité par exemple, à volume constant ($\nu^p = 0.5$).

À titre d'exemple, ν^p est mesuré sur une éprouvette droite soumise à un effort de traction. L'éprouvette testée a une longueur utile de 50mm, une largeur de 20mm et une épaisseur de 2.5mm ; sa forme est illustrée sur la figure 3.4. Le matériau est un acier de nuance DX51D (présenté au chapitre 1, section 1.2) issu de la même bobine que pour les échantillons déformés sur l'URT au chapitre 2.

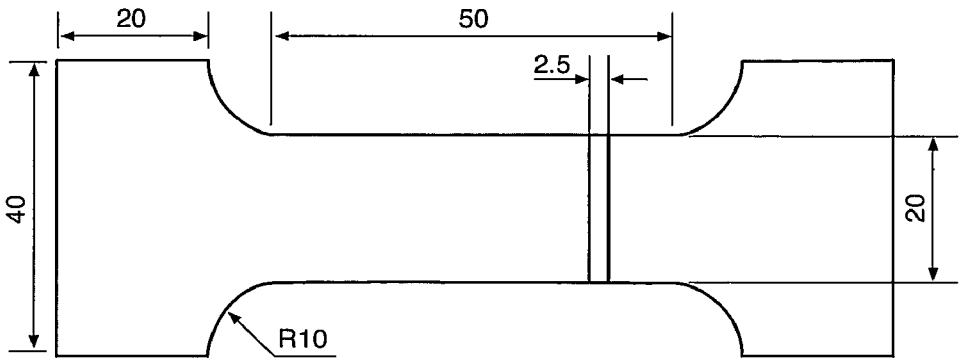


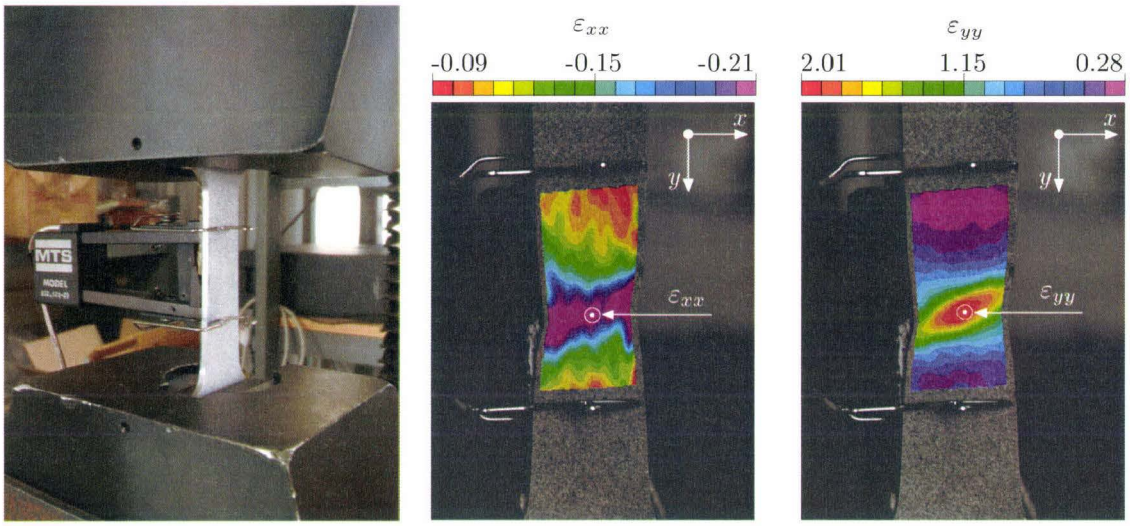
Fig. 3.4 – *Éprouvette de traction droite.*

La configuration de l'essai est illustrée sur la figure 3.5. Les grandeurs ε^p_{xx} et ε^p_{yy} sont obtenues par stéréo-corrélation d'images[2], au point où la striction s'initie (figures 3.5b et 3.5c). Étant dans le cadre des grandes déformations, les déformations totales calculées par la stéréo-corrélation sont supposées plastiques tant elles sont grandes devant les déformations élastiques.

La relation 3.42 est ensuite appliquée et l'évolution de ν^p est tracée sur le graphe de la figure 3.6, en fonction de la déformation équivalente. Les faibles déformations calculées par la stéréo-corrélation au début de l'essai, notamment suivant l'axe x, conduisent à une zone bruitée au début du graphe jusqu'à environ $\bar{\varepsilon} = 0.17$, ce qui correspond à une déformation transversale de $\varepsilon_{xx} = 0.05$. La zone exploitée est donc l'intervalle $[0.17, +\infty]$.

Le matériau étant sain au début de l'essai, la valeur initiale de ν^p est de 0.5, c'est-à-dire que la plasticité se fait avec conservation du volume de matière. Dès le début de la zone exploitable du graphe, on observe que la valeur de ν^p a fortement

2. le principe de la stéréo-corrélation d'images est décrit dans l'annexe A



a – *Éprouvette en position initiale.* b – *Champ de déformation transversal avant rupture.* c – *Champ de déformation longitudinal avant rupture.*

Fig. 3.5 – *Mesure des champs de déformations transversale et longitudinale durant un essai de traction sur éprouvette droite.*

diminué : $\nu_p = 0.28$. Ceci traduit donc une importante dégradation du matériau pour $\bar{\varepsilon} \in]0, 0.17]$.

Au fil de l'essai de traction, la valeur de ν^p continue de chuter, montrant que le matériau continue de se dégrader jusqu'à la rupture, point auquel $\nu^p = 0.076$ pour $\bar{\varepsilon} = 1.96$.

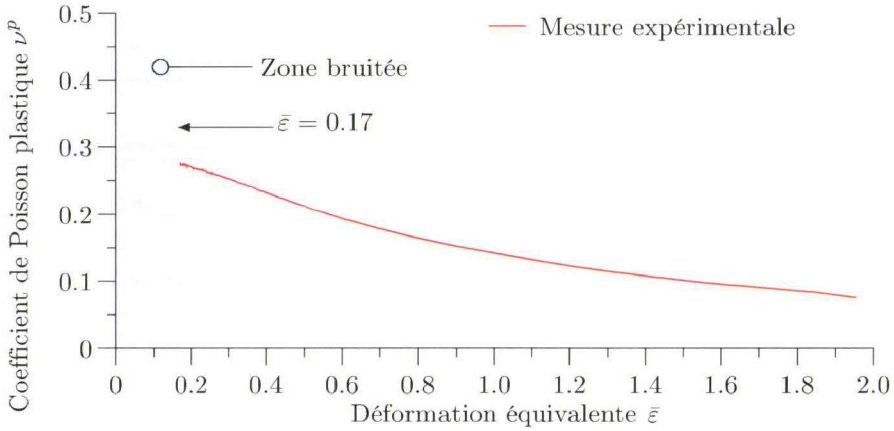


Fig. 3.6 – *Évolution de ν^p en fonction de la déformation équivalente $\bar{\varepsilon}$ sur une éprouvette droite lors d'un essai de traction.*

En vue d'une intégration simple dans une procédure de correction plastique, l'évolution de ν^p peut être approchée par une relation analytique de type puissance en fonction de la déformation équivalente,

$$\nu^p = \nu_0^p + a\bar{\varepsilon}^b, \tag{3.43}$$

avec ν_0^p le coefficient de Poisson plastique initial pour un matériau sain, et a et b les paramètres qui régissent l'évolution de ν^p. a et b sont à identifier de manière à s'approcher au mieux de la mesure expérimentale. Dans le cas de l'essai de traction illustré sur la figure 3.4, ces paramètres sont identifiés par régression linéaire et la relation 3.43 est tracée sur le graphe de la figure 3.7.

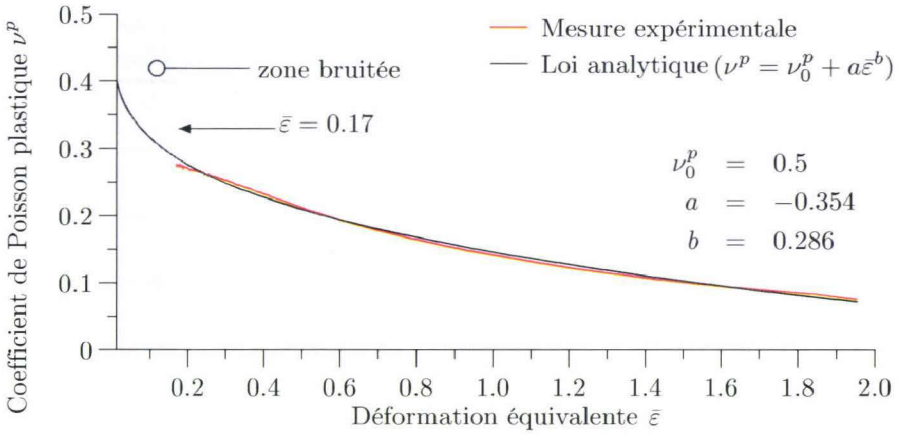


Fig. 3.7 – *Représentation graphique de la loi analytique proposée pour ν^p en fonction de la déformation équivalente $\bar{\varepsilon}$.*

Dans le cas d'un changement de sens de sollicitation (fermeture partielle des cavités, section 3.2.2), l'équation 3.43 est également affectée du facteur α qui dépend du taux de triaxialité η. Celle-ci s'écrit donc

$$\nu^p = \nu_0^p + \alpha a\bar{\varepsilon}^b, \tag{3.44}$$

avec

$$\begin{cases} \alpha = 1 & \eta > 0 \ \text{(traction)} \\ \alpha = h & \eta \leq 0 \ \text{(compression)}. \end{cases}$$

Intégration locale

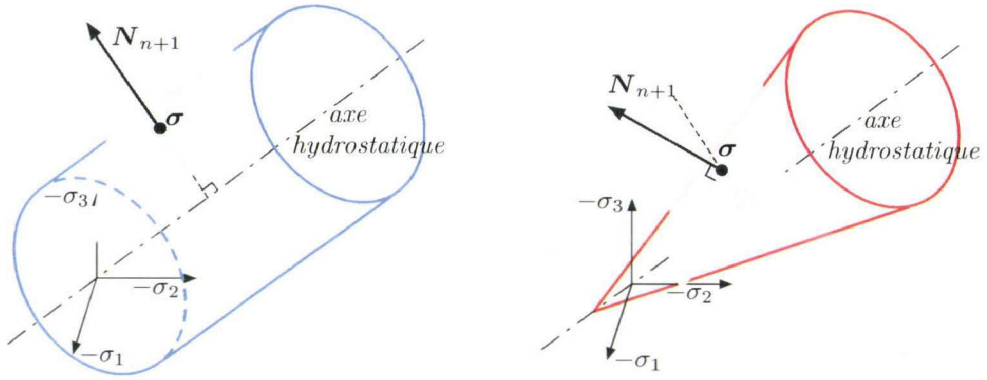
Dans le cas de la surface de charge de von Mises et des équations de Prandtl-Reuss qui en découlent, le potentiel plastique, noté Ψ, est dit *associé* à la surface de charge, c'est-à-dire $\Psi = \Phi$. Ceci implique une direction d'écoulement normale à la

surface de charge, comme illustré sur la figure 3.8a. C'est le cas pour les matériaux, dont les métaux, dont la déformation plastique ne dépend pas de la pression hydrostatique.

Dans le but de modéliser la variation de volume mesurée expérimentalement via ν^p et donc de dilater le matériau en présence d'endommagement, il est nécessaire d'introduire un potentiel plastique différent de la surface de charge de von Mises. Pour modéliser ce phénomène, le potentiel plastique utilisé dans le cas de la plasticité non-associée de Drucker-Prager, discuté entre autres par Lubarda [LUB02] ou Lubliner [LUB08], est adopté :

$$\Psi(\sigma) = \sqrt{3J_2(\boldsymbol{s})} + \tan\psi\ p, \tag{3.45}$$

avec ψ l'angle de dilatation, p la pression hydrostatique et J_2 le second invariant du déviateur des contraintes $\boldsymbol{s}$. Celui-ci ne diffère du potentiel plastique de Prandtl-Reuss que dans sa composante volumique qui est dans ce cas non-nulle. Le potentiel plastique ainsi défini est illustré sur la figure 3.8b.



a – *Potentiel plastique de Prandtl-Reuss.* b – *Potentiel plastique de Drucker-Prager.*

Fig. 3.8 – *Représentation des potentiels plastiques associatif et non-associatif dans l'espace des contraintes principales.*

Dans leurs travaux sur les joints collés, Dean et Wright [DEA03] et Dean *et al.* [DEA04] ont utilisé une relation qui permet de faire le lien entre la variation volumique du matériau avec le coefficient de Poisson plastique mesuré expérimentalement, ν^p, par l'intermédiaire de l'angle de dilatation ψ. Cette relation a également été utilisée par Craven *et al.* [CRA09] dans leur étude du comportement à la compression des composites (dont les fibres ont été préalablement rompues). Cette relation est également utilisée dans cette étude ; elle est définie par

$$\tan\psi = \bar{\eta} = \frac{3(1-2\nu^p)}{2(1+\nu^p)}. \tag{3.46}$$

Avec les équations 3.44 et 3.46, le potentiel plastique est complètement défini et peut être introduit dans la phase de correction plastique du modèle de Lemaitre, présenté dans la section 3.2.2. Le vecteur de retour est défini par

$$\begin{aligned} \boldsymbol{N} &= \frac{\partial \Psi}{\partial \sigma} && (3.47)\\ &= \boldsymbol{N}_d + N_v \boldsymbol{I} && (3.48)\\ &= \sqrt{\frac{3}{2}} \frac{\boldsymbol{s}_{n+1}^{\text{trial}}}{\|\boldsymbol{s}_{n+1}^{\text{trial}}\|} + \frac{1}{3}\bar{\eta}\boldsymbol{I}, && (3.49) \end{aligned}$$

avec $\boldsymbol{N}_d$ et N_v la partie déviatorique du vecteur de retour $\boldsymbol{N}$ et sa composante volumique. Les tenseurs des contraintes et des déformations élastiques mis à jour après correction plastique deviennent

$$\begin{aligned} \boldsymbol{s}_{n+1} &= (1 - D_{n+1})\tilde{\boldsymbol{s}}_{n+1}^{\text{trial}} - 2G\Delta\gamma \boldsymbol{N}_{d\ n+1} && (3.50)\\ p_{n+1} &= (1 - D_{n+1})\left(\tilde{p}_{n+1}^{\text{trial}} - K\bar{\eta}\Delta\gamma\right)\boldsymbol{I} && (3.51)\\ \boldsymbol{\varepsilon}_{d\ n+1}^{e} &= \boldsymbol{\varepsilon}_{d\ n+1}^{e\ \text{trial}} - \frac{\Delta\gamma}{1 - D_{n+1}}\boldsymbol{N}_{d\ n+1} && (3.52)\\ \varepsilon_{v\ n+1}^{e} &= \varepsilon_{v\ n+1}^{e\ \text{trial}} - \bar{\eta}\Delta\gamma. && (3.53) \end{aligned}$$

On remarquera enfin que si $\nu^p = 0.5$, $\bar{\eta}$ s'annule et le potentiel plastique associé à la surface de charge de von Mises (couplée ou non à l'endommagement) est recouvré.

3.2.4 Modélisation de la rupture

Généralités

Le comportement élastoplastique (endommageable) du matériau étant maintenant défini, la rupture doit être modélisée. Cette étape permettra de représenter, dans le cas du cisaillage, la séparation de la chute de rive de la rive elle-même. Dans le cas du laminage, la modélisation de la rupture devrait nous permettre de détecter des sites potentiels d'initiation de fissure lors de la déformation plastique de la bande, comme observé lors des essais expérimentaux sur l'URT (chapitre 2).

Il s'agit ici de modéliser la rupture ductile de l'acier considéré. Dans ce domaine, nombreux sont les auteurs qui ont développé leur critère. Ceux-ci sont généralement de nature empirique, c'est-à-dire qu'ils ne sont justifiés par aucune théorie. Dans le cas isotrope, ces critères de rupture sont des scalaires qui s'expriment à l'aide de relations mathématiques, fonctions de grandeurs telles que le tenseur des contraintes ou la déformation plastique équivalente, et de paramètres intrinsèques au matériau. On notera par exemple les travaux de Freudenthal [FRE50], Cockcroft et Latham [COC68] ou Osakada [OSA78], qui ont présenté des critères empiriques basés sur l'énergie de déformation plastique. D'autres critères, microscopiques, sont basés sur la naissance, la croissance et la coalescence de cavités dans le matériau. Deux critères

particulièrement connus et utilisés sont celui de Rice et Tracey [RIC69] et celui de McClintock [MCC68], qui aboutissent tous deux à des expressions qui sont des fonctions de grandeurs macroscopiques, telles que la déformation plastique équivalente ou la pression hydrostatique.

Ces critères sont souvent employés dans des cas de sollicitation particuliers et ne sont plus adaptés s'ils sont utilisés en dehors du contexte mécanique dans lequel ils ont été développés. Plus récemment, des critères plus généralistes, et donc plus complexes, ont vu le jour. Les travaux de Wierzbicki *et al.* [WIE05] mettent en œuvre le modèle de rupture isotrope de Xue et Wierzbicki qui dépend d'indicateurs de l'état de triaxialité et de l'état déviatorique des contraintes dans le matériau. Contrairement aux critères décrits précédemment, celui-ci permet de couvrir un large panel de cas de chargement. Des travaux plus récents de ces auteurs (Xue et Wierzbicki [XUE08], [XUE09]) ont mis en œuvre un autre critère de rupture basé sur les mêmes hypothèses, qui cette fois prend en compte l'adoucissement des contraintes avec l'évolution du critère.

Ces critères nécessitent toutefois un grand nombre d'essais, dans des cas de chargement différents, dans le but d'identifier toutes les variables qui entrent dans la définition de ces critères.

À l'inverse du modèle d'endommagement de Lemaitre, l'utilisation de tels critères de rupture constitue une approche découplée. En effet, l'évolution du critère de rupture dépend des variables mises à jour à la fin de la procédure de correction plastique (section 3.2.1). Ils n'interviennent ni dans la définition de la surface de charge du modèle élastoplastique ni dans la mise à jour des variables mécaniques en fin d'incrément (sauf celui de Xue et Wierzbicki [XUE08]). Néanmoins, l'utilisation à la fois d'un modèle d'endommagement couplé et d'un critère de rupture découplé est parfaitement envisageable. Dans ce cas particulier, l'endommagement critique D_c est choisi suffisamment grand ($D_c = 0.99$) pour ne pas occasionner la rupture par endommagement avant le critère découplé.

Critères de rupture adaptés à la découpe des tôles

Plusieurs études sur la découpe de tôles ont été effectuées et décrites dans le chapitre 1. Ghosh *et al.* [GHO05], qui ont travaillé sur le refendage, ont effectué une étude comparative de deux critères de rupture : le critère énergétique de Oh *et al.* [OH79] (équation 3.54), qui est une version normée de celui de Cockcroft-Latham (équation 3.55), et un critère basé sur l'accumulation de déformation plastique équivalente (équation 3.56), baptisé Shear Failure par l'éditeur de ABAQUS.

$$C_{oh} = \int_0^{\bar{\varepsilon}_f} \frac{\sigma^*}{q} \mathrm{d}\bar{\varepsilon} \tag{3.54}$$

$$C_{cl} = \int_0^{\bar{\varepsilon}_f} \sigma^* \mathrm{d}\bar{\varepsilon} \tag{3.55}$$

$$C_{sf} = \frac{\bar{\varepsilon}_0 + \sum \Delta\gamma}{\bar{\varepsilon}_f} \tag{3.56}$$

Dans ces trois équations, q est la contrainte équivalente au sens de von Mises, $\bar{\varepsilon}_0$ est la déformation plastique équivalente initiale et $\bar{\varepsilon}_f$ est la déformation plastique équivalente à rupture. $\Delta\gamma$ est l'incrément de déformation plastique équivalente obtenu à la fin de la phase de correction plastique, et σ^* est la contrainte principale maximale positive, définie par

$$\sigma^* = \max(\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3, 0), \tag{3.57}$$

avec σ_1, σ_2 et σ_3 les valeurs principales du tenseur des contraintes $\boldsymbol{\sigma}$.

Dans l'étude de Ghosh *et al.*, ces critères sont utilisés comme indicateurs de la dégradation du matériau et n'affectent donc pas sa réponse élastoplastique. Leurs conclusions sont basées sur la comparaison des profils cisaillés expérimentalement et numériquement, avec différents entrefers et rayons de tranchant d'outils. Dans tous les cas, les faciès de rupture prédits avec le critère Shear Failure ont montré une corrélation acceptable des profils numériques avec les profils expérimentaux. De plus, ce critère était également capable de prédire la formation de bavures au niveau de l'outil inférieur, comme illustré au chapitre 1, figure 1.12. Pour ces raisons, le critère de Cockcroft-Latham avait été écarté.

Dans le cas du poinçonnage, l'étude de Farzin *et al.* [FAR06] a montré que ce même critère, Shear Failure, était capable de prédire l'initiation de la rupture mais provoquait une propagation de celle-ci trop rapide par rapport à la pénétration de l'outil, ne reflétant pas l'expérience. Toujours dans le cadre du poinçonnage, l'étude de Hambli et Reszka [HAM02c] repose sur un comparatif de plusieurs critères de rupture, dont celui de Cockcroft-Latham et celui de Brozzo *et al.* [BRO72],

$$C_{br} = \int_0^{\bar{\varepsilon}_f} \frac{2}{3} \frac{\sigma^*}{\sigma^* - p} \mathrm{d}\bar{\varepsilon}. \tag{3.58}$$

L'évaluation de la capacité de chaque critère à prédire la rupture est cette fois basée sur la comparaison de la réponse éléments finis force-déplacement du poinçon, à celle obtenue via des essais expérimentaux. Dans cette étude, le critère de rupture de Cockcroft-Latham, ainsi que celui de Freudenthal (équation 3.59) et le critère Shear Failure ont montré une corrélation acceptable par rapport à l'expérience. Le critère de Brozzo *et al.* par contre avait été écarté.

$$C_{fr} = \int_0^{\bar{\varepsilon}_f} q \mathrm{d}\bar{\varepsilon} \tag{3.59}$$

Les conclusions de Li *et al.* [LI10] vont d'ailleurs dans ce sens. En effet, sur des cas de sollicitation différents, le critère de Brozzo *et al.* ne parvenait pas à prédire l'initiation de la rupture dans le cas de la traction et de la compression. En effet, le dénominateur $\sigma^* - p$ ne constitue pas, selon les auteurs, un indicateur fiable de l'état de contrainte. Le critère de Cockcroft-Latham était quant à lui fiable. Pour des cas de sollicitation proches du cisaillement pur ($\eta \simeq 0$, avec η le taux de triaxialité défini par $\eta = p/q$), le critère qui correspondait le mieux à l'expérience était celui de Tresca (critère en cisaillement maximum, équation 3.60) ; Wierzbicki *et al.* [WIE05] sont d'ailleurs parvenu à la même conclusion.

$$C_{ms} = \max\left(\frac{\sigma_1 - \sigma_2}{2}, \frac{\sigma_2 - \sigma_3}{2}, \frac{\sigma_3 - \sigma_1}{2}\right) \tag{3.60}$$

Ces critères de rupture ont également été mis en œuvre dans d'autres études portant sur la modélisation de procédés de découpe. On notera par exemple celle de Komori [KOM05] dans laquelle, à la suite d'une comparaison de critères de rupture sur la base des profils poinçonnés, les critères de Brozzo *et al.* et celui de Cockcroft et Latham étaient retenus. Dans l'étude de Fan et Li [FAN09], le critère de Oh *et al.* est utilisé pour étudier l'effet d'un entrefer négatif dans le cas du poinçonnage de tôles minces. Les résultats obtenus étaient en accord avec l'expérience et ont permis d'optimiser la forme des outils pour accroître la qualité des surfaces cisaillées.

Les critères qui reviennent donc le plus souvent, dans le cas du cisaillage et du poinçonnage, sont ceux de Cockcroft-Latham, de Brozzo *et al.*, de Oh *et al.* et le critère Shear Failure (équations 3.55, 3.58, 3.54 et 3.56). Ces critères de rupture sont implémentés dans la sous-routine utilisateur développée, et leur calibration sera effectuée dans la section 3.3.2 de ce chapitre. Ils seront évalués au chapitre 4 dans le cas du cisaillage de rives, selon leur capacité à prédire la séparation de la rive de sa chute, l'étendue de la zone affectée mécaniquement dans la rive et la hauteur de la zone cisaillée (figure 1.12, chapitre 1).

Suppression d'éléments pour la modélisation de la rupture

La rupture est modélisée par la méthode de suppression d'éléments (*kill element method*) : lorsque tous les points de Gauss d'un élément ont atteint la valeur maximale du critère de rupture, l'élément ne contribue plus à la raideur de la structure. Cette méthode consiste donc à éliminer artificiellement l'élément du calcul, en ne le faisant plus intervenir dans le calcul de rigidité.

3.2.5 Synthèse

Dans cette partie, le modèle d'endommagement isotrope de Lemaitre couplé à aux équations de l'élastoplasticité isotrope est adopté. La formulation revue par de Souza Neto [SOU02] a été choisie pour l'intégration locale des équations du modèle,

avec prise en compte de la fermeture partielle des cavités lors d'un changement de direction de sollicitation.

Comme illustré par des essais de traction sur éprouvettes droites, il apparait que, à l'échelle du VER, la déformation plastique ne se fait plus à volume constant en présence d'endommagement. Une loi d'évolution du volume est déterminée via une variable phénoménologique, qui entre dans la formulation du potentiel plastique. Ceci implique que la plasticité n'est plus associée à la surface de charge.

Enfin, une revue bibliographique est effectuée sur les critères de rupture utilisés dans le cas du cisaillage et du poinçonnage des métaux. Parmi ceux-ci, cinq critères de rupture sont retenus : celui de Cockcroft-Latham, de Oh *et al.*, de Brozzo *et al.* et le Shear Failure. Ils seront validés ou infirmés dans le chapitre suivant.

Les équations présentées dans cette partie sont implémentées dans une sous routine utilisateur pour ABAQUS/Explicit, dont le schéma global est illustré sur la figure 3.9. La simulation des procédés quasi-statiques avec un solveur explicite est possible en accélérant la vitesse de simulation ou en faisant intervenir des paramètres influençant virtuellement la masse de la structure. Il est ici choisi d'accélérer les vitesses de simulation. Cependant, un solveur explicite ne « vérifie » pas la validité de la solution à la fin de l'incrément, comme le font les solveurs implicites. Comme décrit par Li *et al.* [LI10], dans le cas de la simulation de procédés quasi-statiques avec un solveur explicite, il s'agit donc de vérifier (*a posteriori*) que le rapport de l'énergie cinétique sur l'énergie interne de la structure ne devient pas supérieur à 10%.

3.3 Identification des paramètres matériaux

L'identification directe des paramètres élastoplastiques couplés à l'endommagement du matériau est complexe à mettre en œuvre. Le nombre d'essais différents à effectuer peut être important, et dépend directement du nombre de variables à déterminer. Pour nous affranchir de cette tâche, il est choisi d'effectuer l'identification des paramètres matériaux par méthode inverse, technique notamment utilisée par Lauro *et al.* [LAU01] et par Hambli [HAM02a]. Dans cette étude, un optimiseur est implémenté à l'aide de MATLAB®, sur la base de l'algorithme développé par Levenberg [LEV44] et modifié par Marquardt [MAR63]. Les travaux de Schnur et Zabaras [SCH92] sont également pris en compte dans ces développements, permettant de borner les paramètres à identifier. Les bases théoriques de l'algorithme de Levenberg-Marquardt et des modifications de Schnur et Zabaras sont détaillées dans l'annexe B.

Procédure itérative

L'optimisation des paramètres matériau est effectuée de manière itérative. La réponse expérimentale force–allongement du modèle éléments finis correspondant à l'éprouvette de traction constitue la fonction qu'il faut approcher.

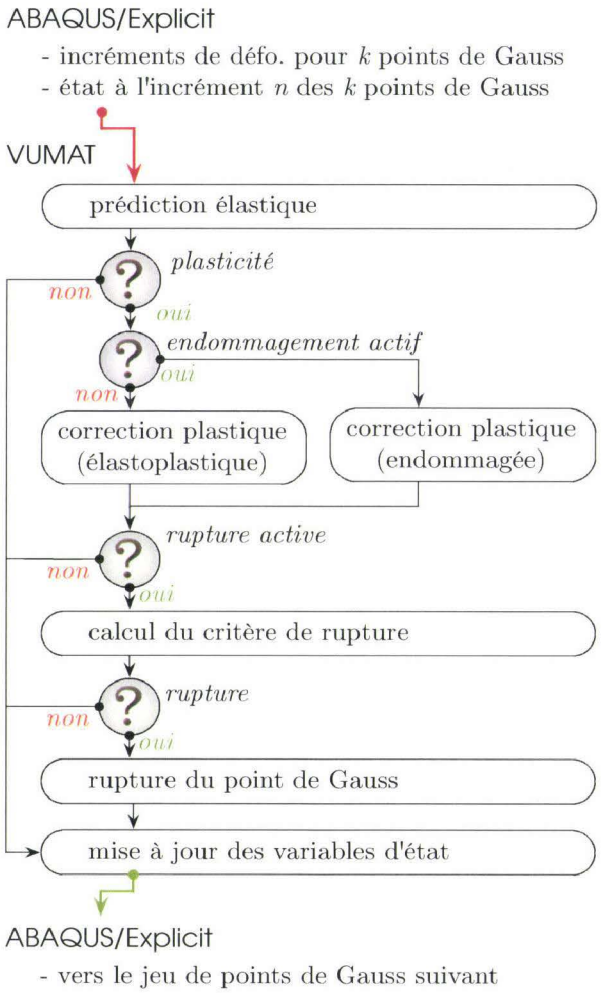


Fig. 3.9 – *Schéma de fonctionnement global de la routine implémentée dans ABAQUS/Explicit.*

L'itération $k = 0$ se déroule comme suit :

1. choix des paramètres initiaux ;
2. calcul de la réponse éléments finis initiale ;
3. perturbation de chaque paramètre à identifier et détermination de la réponse éléments finis pour chaque perturbation ;
4. obtention du nouveau jeu de paramètres optimisés ;
5. calcul de la réponse éléments finis pour le nouveau jeu de paramètres obtenus ;
6. calcul de l'erreur par rapport à la réponse cible ;
7. retour à l'étape 1 si l'erreur est supérieure à la tolérance, sinon quitter.

La courbe numérique est obtenue par l'intermédiaire d'une routine Python qui fait office d'interface entre l'optimiseur et le résultat du calcul éléments finis. Le nouveau jeu de paramètres obtenu à la fin de l'itération $k+1$ est écrit dans le fichier de mise en données du modèle par remplacement de mots clés, et le solveur éléments finis est lancé par un script extérieur à l'optimiseur. Ainsi, le développement effectué peut s'adapter à d'autres codes de calcul. Le schéma de principe de la procédure d'optimisation est illustré sur la figure 3.10.

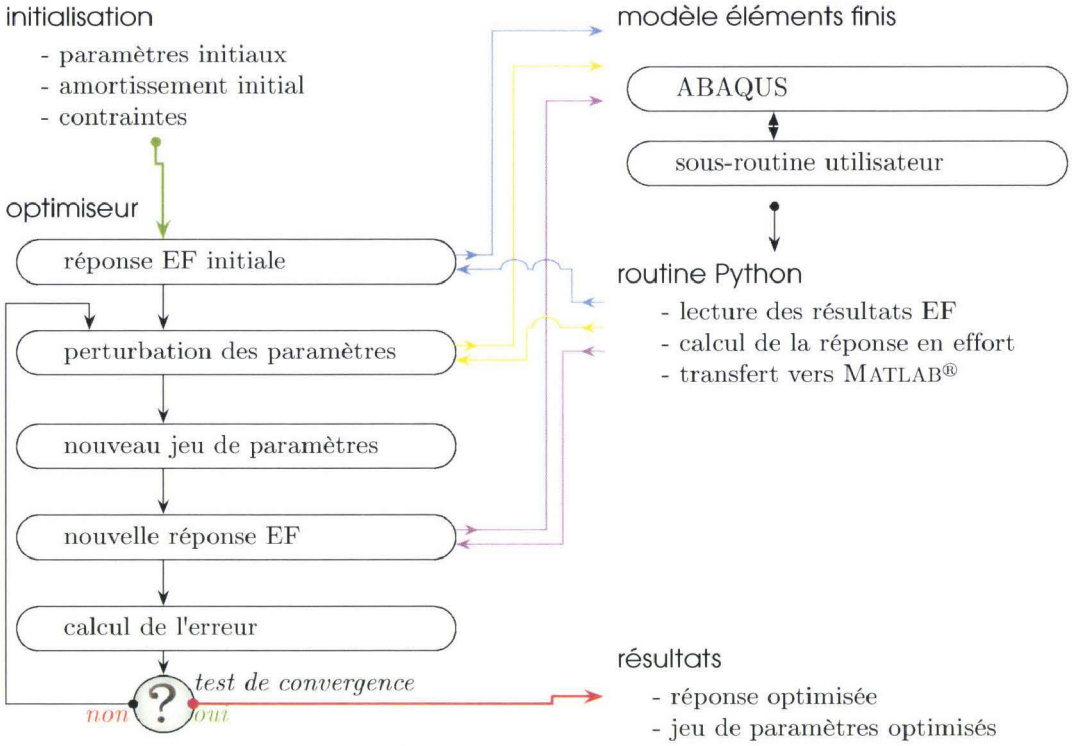


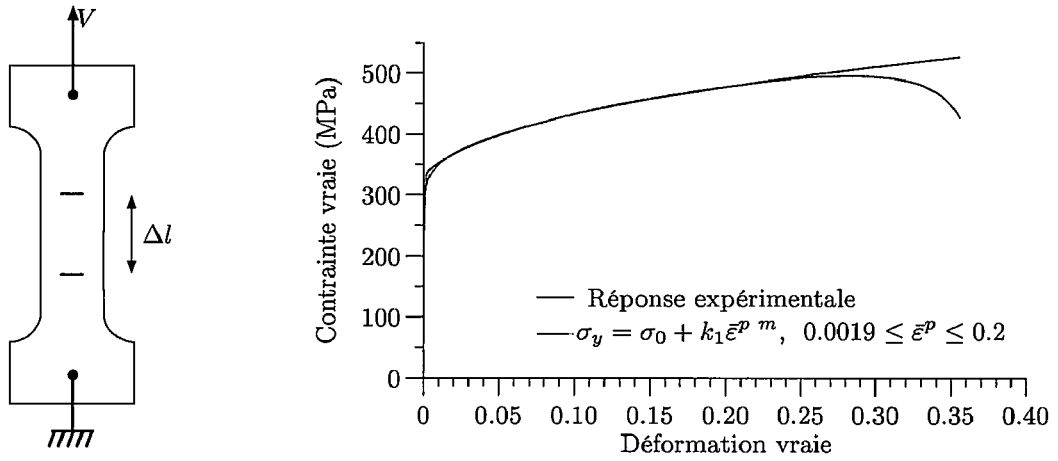
Fig. 3.10 – *Procédure d'optimisation couplée au solveur éléments finis.*

3.3.1 Identification globale des paramètres

L'identification des paramètres qui régissent le comportement de l'acier choisi (nuance DX51D, identique à celui utilisé lors des essais expérimentaux) est effectuée en deux temps.

Premièrement, le module d'élasticité E et la limite d'élasticité initiale σ_0 sont déterminés directement à partir d'un essai de traction sur éprouvette droite, dont le schéma a été donné sur la figure 3.4. L'effort de traction est obtenu classiquement via une cellule d'effort montée sur la traverse de la machine. La mesure de l'allongement, Δl, est effectuée par un extensomètre mécanique sur une longueur de 25mm de part et d'autre du centre de l'éprouvette, comme illustré sur la figure 3.11a. Les grandeurs

E et σ_0 sont calculées à partir de la courbe contrainte–déformation vraie, donnée sur la figure 3.11b. Dans le même temps les paramètres de la loi d'écrouissage de Ludwick k_1 et m (équation 3.9) sont approchés par régression linéaire ; la loi de comportement obtenue est tracée sur le graphe de la figure 3.11b. Ces paramètres constitueront le point de départ de la procédure d'identification par méthode inverse.



a – *Essai de traction.*

b – *Réponse contrainte–déformation vraies moyennée sur cinq éprouvettes droites.*

Fig. 3.11 – *Essai de traction sur éprouvette droite pour identification directe et approximation des paramètres élastoplastiques.*

Dans un deuxième temps les paramètres k_1 et m sont ajustés par l'optimiseur et le coefficient d'endommagement S est déterminé pour une valeur de l'exposant s fixée à 1 [SOU02]. L'optimisation des paramètres sera effectuée sur la moyenne de sept réponses expérimentales force–allongement, sur des éprouvettes de traction dont le schéma est donné sur la figure 3.12. Ces éprouvettes ont une section de $10\times2.5\text{mm}^2$, avec un rayon important (200mm) de manière à localiser la rupture en leur centre sans influencer de manière significative le taux de triaxialité visé, c'est-à-dire $\eta = 0.33$.

En plus de ces deux mesures, les éprouvettes sont au préalable mouchetées puis filmées durant l'essai. Les images acquises sont ensuite soumises à un calcul de stéréo-corrélation d'images pour identifier la loi d'évolution du coefficient de Poisson plastique (équation 3.44, section 3.2.3). La figure 3.13a illustre le champ de déformation longitudinale avant rupture, et le graphe de la figure 3.13b montre l'évolution calculée de ν^p en fonction de la déformation équivalente mesurée.

L'éprouvette illustrée sur la figure 3.12 est ensuite modélisée et maillée sur ABAQUS, avec une taille de maille, dans la zone de mesure de ν^p, cohérente avec la taille

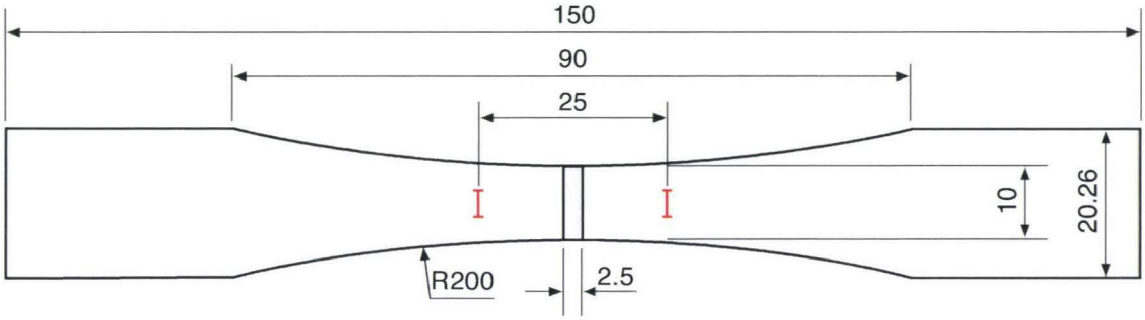
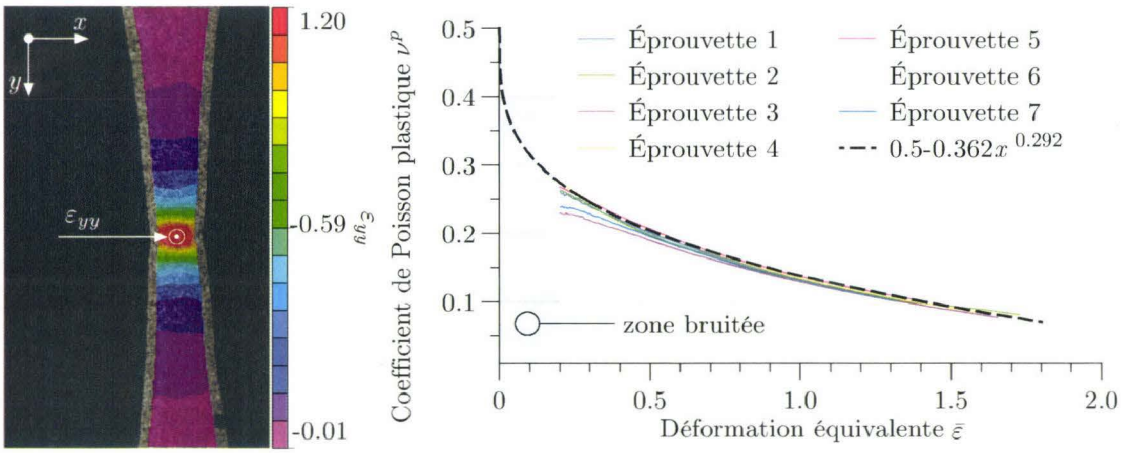


Fig. 3.12 – *Éprouvettes de traction utilisées pour l'optimisation des paramètres de l'acier.*

adoptée pour les imagettes lors du calcul de stéréo-corrélation d'images, c'est-à-dire 0.18mm. Le modèle représente $1/8^{\text{ème}}$ de l'éprouvette et l'allongement correspondant à la mesure de l'extensomètre est obtenu sur un noeud donné.

La procédure d'identification est ensuite démarrée, suivant le schéma de la figure 3.10. Les paramètres initiaux et optimisés sont donnés dans le tableau 3.1. Les graphes de la figure 3.14 montrent la réponse expérimentale sur laquelle l'optimisation est basée, la réponse numérique obtenue avec les paramètres initiaux et la réponse optimisée.



a – *Champ de déformation longitudinale.*

b – *Loi d'évolution du coefficient de Poisson plastique ν^p.*

Fig. 3.13 – *Détermination de la loi d'évolution du coefficient de Poisson plastique.*

Tab. 3.1 – *Paramètres matériels identifiés pour le modèle dépendant du volume, par méthode directe et inverse.*

Paramètre	Identification	Valeur initiale	Valeur optimisée
E	directe	210MPa	–
ν	–	0.3	–
σ_0	directe	307MPa	–
k_1	inverse	421MPa*	387MPa
m	inverse	0.589*	0.498
S	inverse	2.5MPa*	2.7MPa
s	fixé	$s = 1$	–

* paramètres d'initialisation de l'algorithme de Levenberg-Marquardt

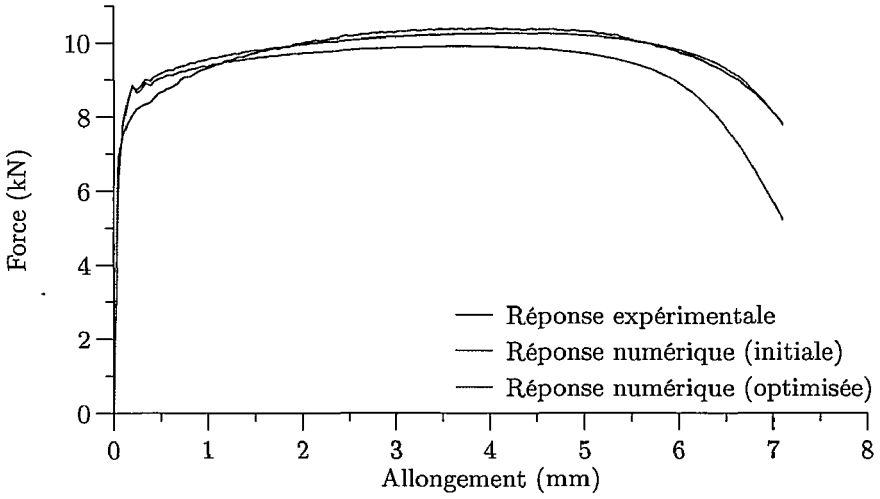


Fig. 3.14 – *Résultats de l'optimisation par méthode inverse.*

La réponse optimisée présente une corrélation acceptable ($r^2 = 0.97$) avec néanmoins un écart entre celle-ci et la réponse expérimentale, jusqu'à 1.5mm d'allongement environ. Les paramètres ainsi identifiés seront utilisés pour la modélisation des procédés industriels, dans le chapitre 4.

3.3.2 Validation locale et calibration des critères de rupture

L'identification par méthode inverse appliquée est qualifiée de « globale », au même titre que les grandeurs sur lesquelles elle s'appuie pour optimiser les paramètres d'entrée : un allongement mesuré entre deux points (ici espacés de 25mm) et

un effort mesuré au niveau de la traverse de la machine de traction. D'un point de vue global donc, les résultats obtenus sont jugés acceptables.

Il est proposé d'effectuer, grâce à la stéréo-corrélation d'images, une validation locale du comportement de l'éprouvette. Cette validation repose sur le comportement en déformation au centre de l'éprouvette (figure 3.13a), comme pour l'identification de la loi d'évolution du coefficient plastique. Cette étape va également permettre de mettre en évidence l'importance de la prise en compte de la variation de volume due à l'endommagement.

Validation locale des paramètres identifiés

Les performances du modèle développé, dont les paramètres ont été identifiés précédemment, sont maintenant comparées aux mesures locales provenant de la stéréo-corrélation d'images. De plus, pour montrer la pertinence du modèle endommageable non-associatif, le modèle développé est comparé au modèle de von Mises endommageable (présenté en section 3.2.2), dont les paramètres optimisés sont donnés dans le tableau 3.2. Sa réponse optimisée est donnée sur le graphe de la figure 3.15, avec la courbe expérimentale et celle issue de l'identification du modèle avec prise en compte de la variation de volume.

Tab. 3.2 – *Paramètres matériels identifiés pour le modèle de von Mises couplé à l'endommagement (associatif), comparaison avec le modèle non-associatif.*

Paramètre	Valeur (modèle associatif)	Valeur (modèle non-associatif)
k_1	469MPa	387MPa
m	0.566	0.498
S	13.2MPa	2.7MPa
s	1	1

Le graphe de la figure 3.15 montre que les réponses optimisées obtenues pour les deux modèles de comportement sont très proches. On notera toutefois la différence que présentent les grandeurs identifiées : le coefficient d'endommagement S, en particulier, est près de 5 fois supérieur dans le cas où l'on ne tient pas compte de la variation de volume. Il passe de 2.7MPa à 13.2MPa. Les autres paramètres se trouvent également augmentés par rapport à l'identification précédente, notamment k_1 qui augmente de 21%.

L'explication de ces différences se situe au niveau local : le graphe de la figure 3.16 montre l'évolution des déformations expérimentales transversales ε_{xx} et longitudinale ε_{yy} en fonction de l'allongement de l'éprouvette, mesuré au niveau de l'extensomètre. Les réponses numériques relatives aux deux modèles testés sont tracées et comparées à la mesure expérimentale. La zone bleutée sur le graphe représente le moment où une macro-fissure est apparue, et pour lequel le calcul de stéréo-corrélation est faussé.

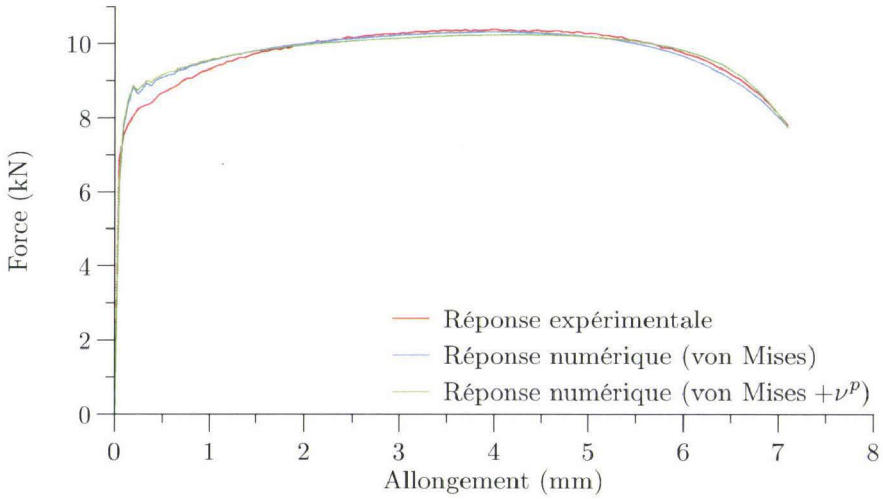


Fig. 3.15 – *Réponse force–allongement optimisée pour le modèle de von Mises endommageable, comparaison avec l'expérimental.*

Le graphe montre que le modèle de von Mises couplé à l'endommagement prédit correctement la déformation longitudinale au centre de l'éprouvette. La déformation transverse est par contre largement surestimée. En effet, la déformation de l'éprouvette se fait à volume constant ($\nu^p = 0.5$, $\varepsilon_{xx} = -0.5\varepsilon_{yy}$) jusqu'à un allongement de 5mm soit 70% de l'allongement total. Au-delà, des problèmes de localisation surviennent et entachent la réponse. L'absence de variation de volume ajoutée aux

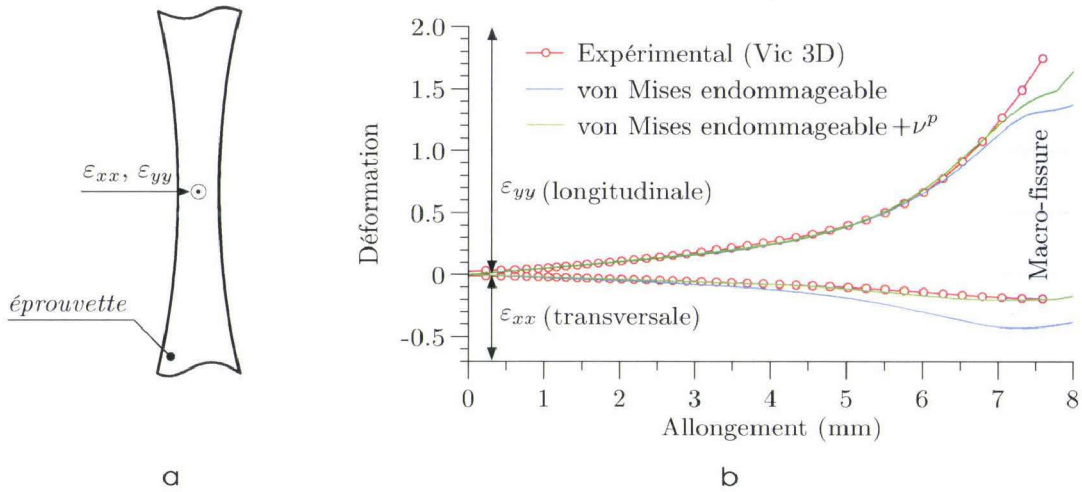


Fig. 3.16 – *Déformations au centre par rapport à l'allongement :* a *– lieu d'extraction ;* b *– comparaison des modèles par rapport à l'expérimental.*

problèmes de localisation font que la réponse en effort chute à cause de la diminution de section. Ce phénomène se retrouve dans la valeur de l'endommagement identifiée : la réduction de section fait en partie chuter les efforts et la valeur du coefficient d'endommagement ne doit pas être trop faible pour satisfaire l'algorithme d'optimisation. Le résultat est une valeur de S beaucoup plus importante dans ce cas que celle obtenue pour le modèle dépendant du volume (tableau 3.2), et qui traduit donc une évolution de l'endommagement moins rapide.

Par rapport au modèle de von Mises couplé à l'endommagement, le modèle implémenté se rapproche plus encore de la déformation longitudinale à rupture obtenue expérimentalement, et montre en plus une corrélation très acceptable de la déformation transverse. La section résistante du modèle s'en trouve moins diminuée que dans le cas précédent, et la valeur du coefficient d'endommagement S doit être faible pour faire chuter les efforts.

Le graphe de la figure 3.17 effectue une dernière comparaison entre ces deux modèles par rapport aux mesures expérimentales, cette fois en termes de profils de déformation. La mesure est effectuée au niveau de la zone affaiblie de l'éprouvette, dans le sens transversal. Le lieu de mesure est illustré sur la figure 3.17a.

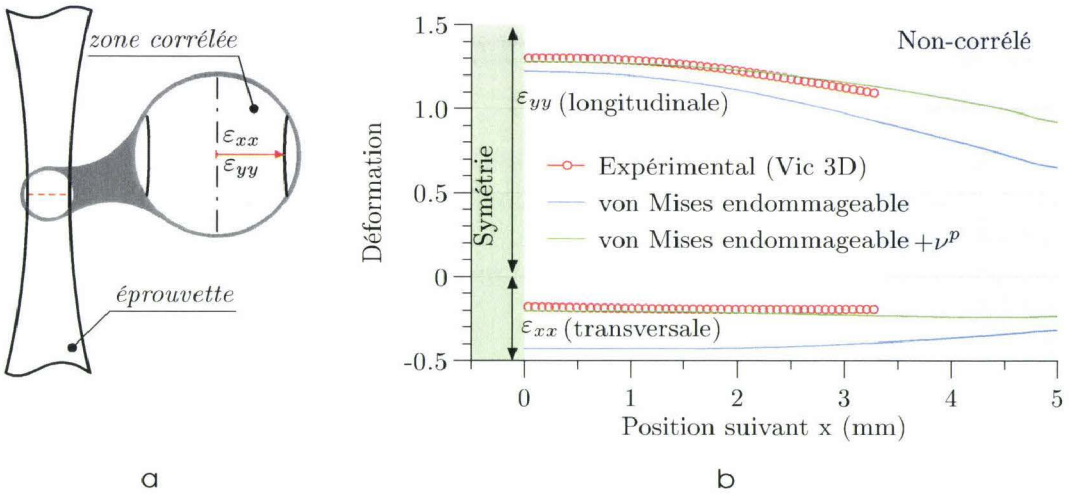
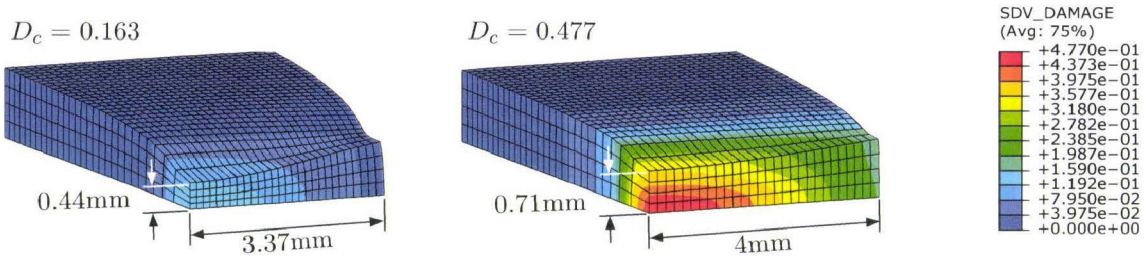


Fig. 3.17 – *Profils de déformation transversale par rapport à l'allongement :* a *– lieu d'extraction ;* b *– comparaison des modèles par rapport à l'expérimental.*

La déformation au centre de l'échantillon obtenue avec le modèle de von Mises endommageable montre, comme déjà observé sur la figure 3.16b, une déformation à rupture plus faible au centre par rapport à la mesure expérimentale. On notera également une diminution rapide de la déformation vers les bords de l'éprouvette, signe de localisation de la déformation au centre.

Ce phénomène est confirmé par la figure 3.18 qui montre la forme des maillages éléments finis avant rupture au niveau du même plan de symétrie, pour les deux

modèles confrontés. La figure 3.18 montre en effet les profils des maillages éléments finis avant rupture, pour les deux modèles de comportement comparés. Les champs d'endommagement sont superposés aux maillages, et illustrent l'écart de la valeur de l'endommagement critique entre les deux modèles dans la zone sollicitée. La striction y est aussi clairement diminuée dans le cas du modèle avec prise en compte de la variation de volume, dénotant donc une forte diminution des déformations transversales et hors plan.



a – *modèle de von Mises endommageable.*

b – *modèle implémenté.*

Fig. 3.18 – *Maillage éléments finis avant rupture pour les deux modèles de comportement, isovaleurs d'endommagement et mesures de la zone de striction.*

La remarque effectuée lors de l'observation de la figure 3.16 au sujet de la déformation transversale, surestimée par le modèle de von Mises, est ici également très visible. Le modèle avec prise en compte de la variation de volume montre une bonne corrélation avec les profils expérimentaux de déformation, sans signe notable de localisation dans la zone de striction.

Calibration des critères de rupture

La validation locale effectuée précédemment nous permet également de définir la valeur critique de l'endommagement D_c pour laquelle la rupture intervient, et la valeur de la déformation plastique équivalente à rupture ($\bar{\varepsilon}_f$). Comme décrit précédemment (section 3.3.1), la taille de maille du modèle éléments finis est cohérente avec l'espacement des imagettes (paramètre *step*, défini dans l'annexe A) utilisé pour le calcul de corrélation d'images. Dans ce cas, la déformation plastique équivalente à rupture vaut $\bar{\varepsilon}_f = 0.966$, et l'endommagement critique vaut $D_c = 0.477$ (figure 3.18b).

La forme de l'éprouvette affaiblie ajoutée au phénomène de striction a pour effet de créer un profil de déformation équivalente hétérogène avec une valeur importante au centre. Du point de vue de la corrélation d'images, l'espacement entre les imagettes (paramètre *step*, mesuré en pixels) conditionne la mesure des déformations.

Comme illustré sur la figure 3.19, avec un profil de déformation équivalente purement illustratif, les résultats de la corrélation d'images ne permettent pas de « voir » les phénomènes locaux si le *step* est important (δ_1). En diminuant la valeur du *step* (δ_2), la valeur réelle de la déformation plastique équivalente est approchée.

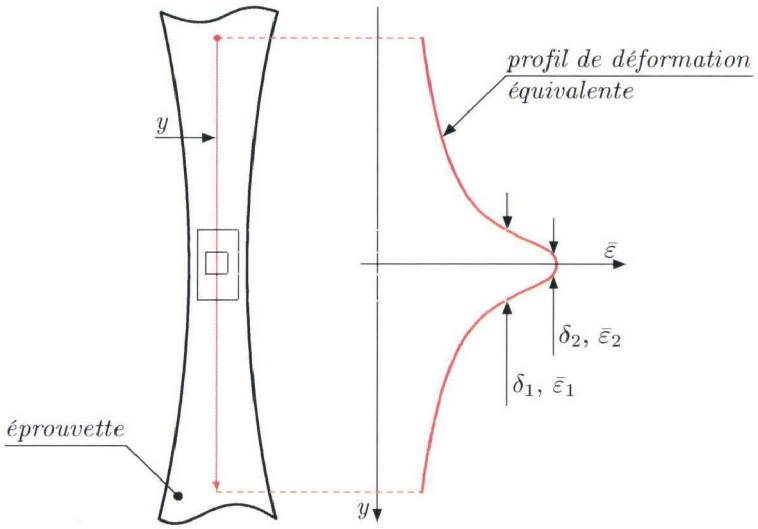


Fig. 3.19 – *Illustration de l'influence du paramètre step (δ) sur la valeur de la déformation plastique équivalente pour deux valeurs différentes.*

Le maillage utilisé pour le modèle de cisaillage de rives (décrit dans le chapitre 4) comporte, dans sa zone utile, des mailles plus petites que celle utilisées pour l'identification. Il convient donc de recalculer la déformation plastique équivalente à rupture pour qu'elle corresponde à cette taille de maille.

La valeur de *step* est une valeur entière, mesurée en pixels, à laquelle correspond une distance en millimètres. La taille de maille du modèle de cisaillage de rives est $a_1 = 62.5\mu$m et ne correspond à aucune valeur de *step*. Elle doit donc être approchée. Le graphe de la figure 3.20 illustre la valeur de la déformation à rupture pour plusieurs valeurs du paramètre *step*, et montre une loi analytique quadratique passant par ces points. La déformation à rupture relative à la taille de maille du modèle de cisaillage de rives ($a_1 = 62.5\mu$m) est déterminée à partir de cette loi analytique et vaut $\bar{\varepsilon}_f = 1.17$. La valeur de l'endommagement à rupture qui lui correspond est déterminée sur le modèle éléments finis de l'éprouvette de traction utilisée, dont la taille de maille a également été ajustée à celle du modèle de cisaillage. L'évolution de la variable d'endommagement étant proportionnelle à la déformation plastique équivalente, l'endommagement critique augmente et vaut dans ce cas $D_c = 0.625$.

La valeur critique des critères de rupture sélectionnés et implémentés (section 3.2.4) est déterminée numériquement, à partir du même modèle éléments finis de l'éprouvette de traction, juste avant rupture. Ces valeurs sont données dans le tableau 3.3.

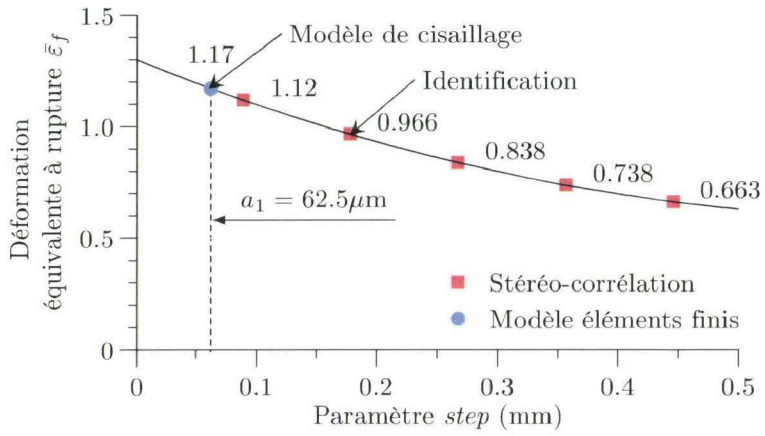


Fig. 3.20 – *Ajustement de la déformation plastique à rupture en fonction du paramètre de stéréo-corrélation step et de la taille de maille du modèle de cisaillage* $a_1 = 62.5\mu m$.

Tab. 3.3 – *Valeurs critiques des critères de rupture implémentés.*

Critère	Équation	Valeur critique
Endommagement	3.20	0.625
Shear Failure	3.56	1.17
Cockcroft-Latham	3.55	571.8MPa
Oh *et al.*	3.54	1.252
Brozzo *et al.*	3.58	0.493

Dans le chapitre 4, un modèle de cisaillage de rives sera créé sur la base duquel l'un des critères sélectionnés sera retenu. Ces modèles seront évalués selon leur capacité à prédire la rupture, l'étendue de la zone affectée de déformation plastique (comme effectué expérimentalement au chapitre 2, section 2.3.1) et la hauteur de la zone cisaillée (chapitre 2, section 1.12). Le modèle représentatif de l'opération de cisaillage servira ensuite de base pour la création d'un modèle d'éprouvette URT, dans le but d'identifier les phénomènes mécaniques qui conduisent à la création de fissures en rive lors de la déformation plastique des éprouvettes.

3.4 Conclusions

La première partie de ce chapitre a présenté le modèle de comportement choisi et son implémentation dans le code de calcul commercial ABAQUS/Explicit. Notre choix s'est porté vers le modèle d'endommagement de Lemaitre fortement couplé à l'élastoplasticité. La formulation de de Souza Neto [SOU02] a été adoptée, permet-

tant une rapidité et une fiabilité accrue du schéma itératif de Newton-Raphson. La formulation du taux de restitution d'énergie a été modifiée de manière simple pour prendre en compte la fermeture partielle des cavités, propriété essentielle lorsque la direction de chargement est modifiée durant la simulation. Ainsi, la séquence de laminage pourra être simulée sans que l'évolution excessive de l'endommagement ne vienne perturber les résultats.

Le modèle présenté a également fait l'objet d'une modification majeure, visant à prendre en compte le changement de volume d'un Volume Élémentaire Représentatif dû à la croissance de cavités. L'effet de l'endommagement sur le volume du VER a en effet été illustré au travers d'un essai de traction sur une éprouvette droite. Les équations de Prandtl-Reuss qui découlent du critère de plasticité de von Mises ont été enrichies d'un terme en pression, conduisant à un potentiel plastique non-associatif.

Enfin, quatre critères de rupture sont sélectionnés, qui sont *a priori* adaptés à la simulation de la rupture dans les procédés de cisaillage et de poinçonnage. Ces critères sont celui de Cockcroft-Latham, de Oh *et al.*, de Brozzo *et al.*, le Shear Failure en plus du critère implicite au modèle d'endommagement de Lemaitre.

La deuxième partie de ce chapitre était consacrée à l'identification des paramètres du modèle de comportement, c'est-à-dire les coefficients de la loi élastoplastique de Ludwick ainsi que les paramètres d'endommagement. Un algorithme d'optimisation a été développé dans le but d'effectuer cette identification par méthode inverse. La fonction à minimiser est la courbe effort–déplacement obtenue à partir d'essais de traction sur éprouvettes affaiblies.

L'implémentation effectuée en première partie a ensuite été validée. Le modèle d'endommagement avec prise en compte de la variation de volume a été comparé au modèle de von Mises endommagé, dont les paramètres ont également été identifiés par méthode inverse. La validation est basée sur les champs de déformation locale obtenus par stéréo-corrélation d'images sur les éprouvettes de traction affaiblies. Les deux modèles de comportement ont montré une corrélation très acceptable de la déformation longitudinale. Le modèle de von Mises endommagé a par contre montré une surestimation importante de la déformation transverse, de l'ordre de plus de 50% pour 70% de l'allongement total. Ce modèle engendre des problèmes de localisation de la déformation et de l'endommagement. Ces phénomènes sont venus entacher la réponse numérique, conduisant définitivement à une mauvaise corrélation avec les mesures expérimentales. Le modèle de comportement implémenté, avec prise en compte de la variation de volume, est donc validé et sera utilisé au chapitre suivant, pour la modélisation des procédés industriels.

Les critères de rupture implémentés sont calibrés sur un modèle d'éprouvette dont la taille de maille est identique à celle qui sera utilisée sur les modèles éléments finis du chapitre 4. La détermination des valeurs critiques dépend de la déformation plastique équivalente à rupture, laquelle n'est pas identifiable directement à partir du calcul de corrélation d'images, pour la taille de maille choisie. Les valeurs du paramètre *step* disponibles servent donc de base à l'extrapolation de la déformation

plastique à rupture, en fonction de la taille de maille. Enfin, la déformation plastique équivalente connue, la valeur critique de l'endommagement est déterminée ainsi que toutes les autres valeurs critiques des critères de rupture retenus.

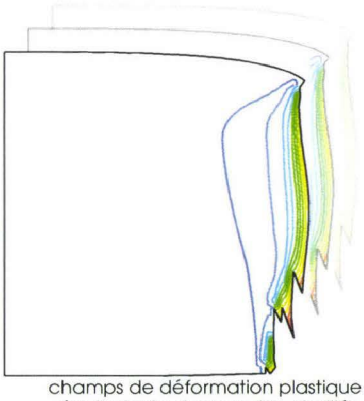
Dans le chapitre suivant, le modèle de plasticité non-associatif endommageable sera d'abord utilisé pour caractériser le comportement des rives cisaillées. La capacité de prédiction de la rupture des critères retenus sera évaluée sur ce modèle. Ensuite, la géométrie cisaillée et l'historique matériau issu de la simulation du cisaillage seront appliqués à un modèle d'éprouvette URT. C'est sur ce dernier modèle que portera l'analyse du comportement des rives déformées plastiquement, dans la même configuration que celle de l'Upsetting Rolling Test.

Stratégie de modélisation de la séquence expérimentale

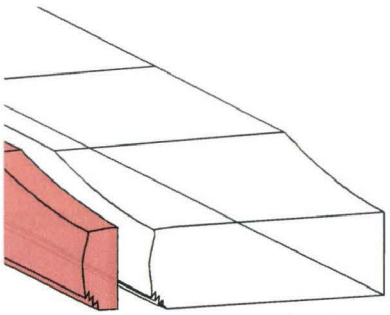
Chapitre

En quelques mots...

L'analyse des défauts de rive durant le laminage à froid nécessite une modélisation tridimensionnelle du procédé considéré, avec la prise en compte de l'historique du matériau. Dans ce chapitre, un modèle de cisaillage de rives bidimensionnel est créé et un critère de rupture travaillant en parallèle de l'endommagement est sélectionné. Un modèle d'éprouvette URT est ensuite généré à partir de la géométrie cisaillée et de l'état mécanique de la rive. Ce dernier modèle est soumis aux conditions de déformation plastique utilisées lors des essais expérimentaux, dans le but de comprendre les phénomènes qui conduisent à la création de fissures en rive. Enfin, des configurations différentes de celles utilisées expérimentalement sont appliquées, dans le but d'identifier l'influence de l'entrefer lors du cisaillage, et du diamètre du cylindre de travail lors de la déformation des éprouvettes.



champs de déformation plastique équivalente dans un rive cisaillée



importation des champs mécaniques dans le modèle d'éprouvette URT

Sommaire

4.1 Introduction 100
4.2 Cisaillage de rives 100
4.3 Transition modèle de cisaillage-modèle d'éprouvette URT 110
4.4 Reproduction de la séquence expérimentale – compréhension des mécanismes mis en jeu 114
4.5 Paramètres influençant l'apparition de dents de scie 122
4.6 Discussion 129
4.7 Conclusions 131

4.1 Introduction

Le but de ce chapitre est de comprendre les phénomènes observés dans le chapitre 2, relatifs à la création ou non de fissures en fonction de l'état d'écrouissage de la rive cisaillée, et à la modification de l'ouverture des fissures selon le glissement en avant appliqué. Les moyens à notre disposition ont en effet permis d'effectuer des analyses *a posteriori* ; il s'agit donc maintenant de comprendre, via l'outil numérique, les mécanismes qui mènent à la création de fissures par endommagement ductile durant la déformation plastique des rives cisaillées.

Pour y parvenir, il est donc nécessaire de reproduire numériquement la séquence cisaillage-laminage. Un modèle de cisaillage est dans un premier temps créé et va permettre d'obtenir, après simulation, l'état mécanique de la rive cisaillée et le profil géométrique de celle-ci.

A partir de ce modèle de cisaillage, une méthodologie est mise en place pour l'importation de l'historique mécanique du matériau et le profil cisaillé vers le modèle représentant les éprouvettes URT. Le modèle d'éprouvette URT créé est ensuite sollicité de manière cohérente avec les essais expérimentaux sous différentes configurations de glissement en avant et d'état mécanique initial ; c'est à partir de ces modèles que l'analyse du comportement des rives durant leur déformation sera effectuée. Le modèle de cisaillage et le modèle d'éprouvette URT créés sont enfin utilisés pour reproduire des conditions différentes de celles adoptées expérimentalement. Puis ils seront utilisés pour identifier des situations dans lesquelles le risque d'obtenir des rives en dents de scie est accru.

Enfin, une discussion autour de la pertinence des modèles créés est abordée et permet de mettre en évidence les limitations de la stratégie globale adoptée.

4.2 Cisaillage de rives

Comme décrit dans le chapitre 1, la première étape de la séquence d'initiation du défaut de dents de scie est le cisaillage de rives. Dans cette section, le modèle éléments finis de cisaillage est présenté. Les hypothèses sur lesquelles il repose sont détaillées ainsi que le maillage et les paramètres de cisaillage utilisés. Enfin, les critères de rupture implémentés au chapitre précédent sont évalués et le modèle est validé en vue de son utilisation dans la simulation des éprouvettes URT.

La partie cisaillage des travaux exposés dans ce chapitre ont fait l'objet d'un article et d'une communication internationale :
C. Hubert, L. Dubar, M. Dubar A. Dubois. "3D modeling of edge trimming process", *International Journal of Material Forming*, vol. 2, pp. 837–840, 2009
C. Hubert, M. Dubar, A. Dubois, L. Dubar. "Finite element simulation of edge trimming : comparison between failure criteria and damage model". *Metal Forming*, Krakow, Poland, 2008.

4.2.1 Modèle de cisaillage de rives

Hypothèses spatiales et géométrie du modèle

En ne considérant qu'une seule rive, les pièces mécaniques qui prennent part dans la découpe de la tôle sont les galets de polyuréthane, qui assurent la stabilité de la bande, et les lames supérieure et inférieure. La représentation schématique en trois dimensions du procédé a été donnée au chapitre 1 et est rappelée sur la figure 4.1.

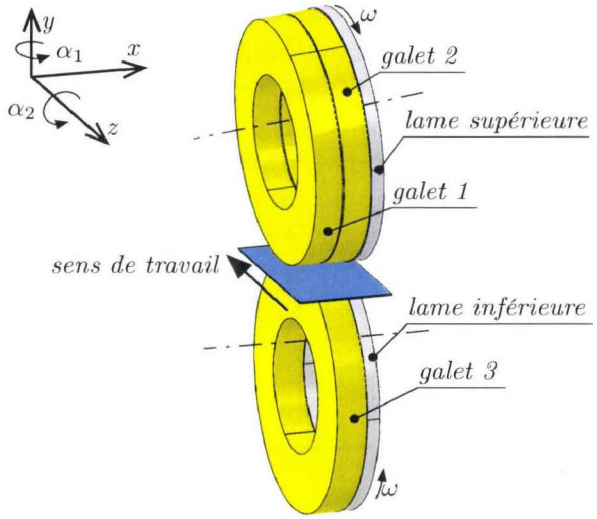


Fig. 4.1 – *Schématisation 3D du procédé de cisaillage de rives.*

Le cisaillage de rive s'effectue industriellement avec des lames dont l'épaisseur est d'au moins 20mm, et la tôle est maintenue par les galets de polyuréthane dont la largeur est supérieure à celle des lames. Le galet N°2 est en vis-à-vis de la lame inférieure et le galet N°1 est en vis-à-vis du galet N°3. Il est donc nécessaire de modéliser une tôle d'acier dont la largeur de maintien est d'au moins 20mm. D'autre part la largeur de la chute de rive doit être, toujours du point de vue industriel, d'au moins 15mm. Dans le but de respecter ces conditions et de positionner le modèle éléments finis au plus près des échantillons considérés pour les essais expérimentaux, le modèle représente la rive d'une bande de 40mm de largeur et de 2.5mm d'épaisseur, cisaillée en son milieu. Les dimensions choisies pour la modélisation de la tôle conduisent à ne modéliser que le galet N°2.

Enfin, les mesures de microdureté effectuées en section 2.3.5 (chapitre 2), ont mis en évidence que la largeur de rive écrouie par le cisaillage n'excède pas 2mm. En conséquence, la zone utile du modèle de cisaillage a donc une largeur de 3mm.

Il est clair que, d'après le schéma de la cisaille de rives (figure 4.1), son fonctionnement est tridimensionnel. D'une part, la forme des lames, circulaires, implique une pénétration progressive de celles-ci dans la tôle avec son avancée. D'autre part, leur

orientation dans l'espace due aux angles d'attaque et de coupe (α_1 et α_2) engendre une évolution non-linéaire de leur trajectoire dans le plan xy. Le procédé de cisaillage devrait donc logiquement être modélisé en trois dimensions.

Un modèle tridimensionnel de cisaillage de rive a été créé et a montré que l'état mécanique en extrême rive de la tôle cisaillée en trois dimensions était très proche du cas bidimensionnel, en déformations planes. De plus, le coût de calcul qu'implique une modélisation 3D et le profil global de la tôle après cisaillage, cintrée par le passage entre les lames, motive l'hypothèse du cisaillage en déformations planes. Cette hypothèse est ici appliquée ; ce choix est en plus justifié par les rapports épaisseur/largeur ($t/L \simeq 2.10^{-3}$) et épaisseur/longueur ($t/l \to \infty$) de la bande, valeurs typiques pour la modélisation en déformation planes.

La trajectoire des lames dans l'espace doit être projetée dans le plan de modélisation afin d'assurer la représentativité du modèle. Un point de l'arête tranchante de chacune des lames est considéré et son évolution dans le plan de modélisation est calculée en tenant compte des angles α_1 et α_2, de l'entrefer E et du croisement des lames C. La trajectoire de ces points est illustrée sur la figure 4.2.

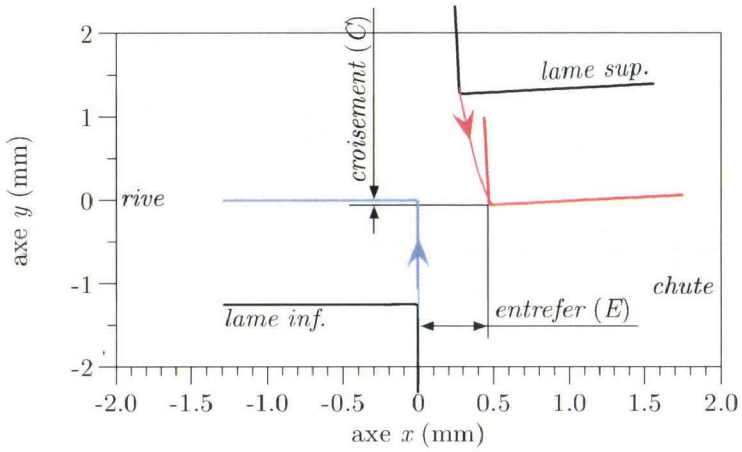


Fig. 4.2 – *Trajectoire des lames de la cisaille dans le plan de modélisation (plan xy).*

Les valeurs des paramètres de coupe illustrés sur la figure 4.2 sont obtenues à partir des standards de cisaillage appliqués sur le site industriel. Les standards de cisaillage sont basés sur une valeur cible de l'entrefer E à laquelle correspond une valeur de croisement C et d'angle de coupe α_2. Comme décrit dans le chapitre 1, l'entrefer, le croisement et l'angle de coupe sont liés par la cinématique de la cisaille. Les valeurs de ces paramètres relatives à la nuance d'acier considéré (DX51D) et à l'épaisseur de tôle sélectionnée ($t = 2.5$mm) sont données dans le tableau 4.1.

Le positionnement horizontal de la bande est assuré par une condition limite en déplacement à l'extrémité de la tôle, du côté du contact avec la lame inférieure et le galet N°2. Le comportement mécanique du galet est considéré élastique linéaire ; le

Tab. 4.1 – *Paramètres de coupe industriels pour la nuance DX51D, épaisseur* 2.5mm.

Entrefer (E, mm)	Croisement (C, mm)	Angle de coupe (α_2, deg)
0.475	−0.06	3

comportement visqueux de ce dernier n'étant pas jugé prépondérant dans le maintien en position de la bande. Les lames sont modélisées en tant que corps rigides, avec un congé de raccordement de 0.01mm de rayon de manière à limiter les problèmes de gestion du contact outils/pièce. Leur largeur est de 20mm et leur trajectoire, illustrée sur la figure 4.2, est pilotée au niveau de leur tranchant respectif par l'imposition d'une vitesse, dépendante de celle de la bande qui est de 1m.s^{-1}. Le contact galets/bande, qui permet l'entraînement des lames sur la cisaille industrielle, est en effet considéré sans glissement. Le contact lames/bande est quant à lui géré par une méthode de pénalité et une loi de frottement de Coulomb, avec un coefficient de frottement $\mu_c = 0.15$ issu de la bibliographie (César de Sá [CES06]).

Le modèle de cisaillage décrit est schématisé sur la figure 4.3 ; un gros plan est effectué sur le maillage de la zone utile de celui-ci, par anticipation sur la section suivante.

Maillage éléments finis et propriétés mécaniques

L'hypothèse de déformations planes est donc retenue pour la modélisation du procédé de cisaillage. Le maillage est réalisé grâce à des éléments quadrangulaires linéaires à quatre nœuds et un point d'intégration (intégration réduite). Deux tailles de mailles sont utilisées, $a_1 = 5$mm et $a_2 = 62.5\mu$m, permettant de raffiner la zone sollicitée de la tôle. La transition entre les mailles grossières et fines est assurée par des éléments triangulaires à trois nœuds. Le maillage est illustré sur la figure 4.3.

La simulation de la découpe de la tôle est effectuée à vitesse réelle ; le temps de simulation qui lui correspond est de 24ms. Comme décrit dans le chapitre 3, le calcul éléments finis est effectué avec le solveur explicite de ABAQUS. Ce choix est motivé par les grandes déformations engendrées par ce type de procédé et les problèmes de convergence qu'entraînerait un solveur implicite, notamment lors de la chute de raideur artificielle créée par la méthode de suppression d'éléments (chapitre 3, section 3.2.4).

Le modèle de comportement de l'acier est celui implémenté au chapitre 3, avec couplage de l'élastoplasticité à l'endommagement et prise en compte de la variation de volume due à l'endommagement. Ses propriétés ont été identifiées dans la section 3.3.1 et sont rappelées dans le tableau 4.2 ; les propriétés élastiques du polyuréthane sont issues du fournisseur.

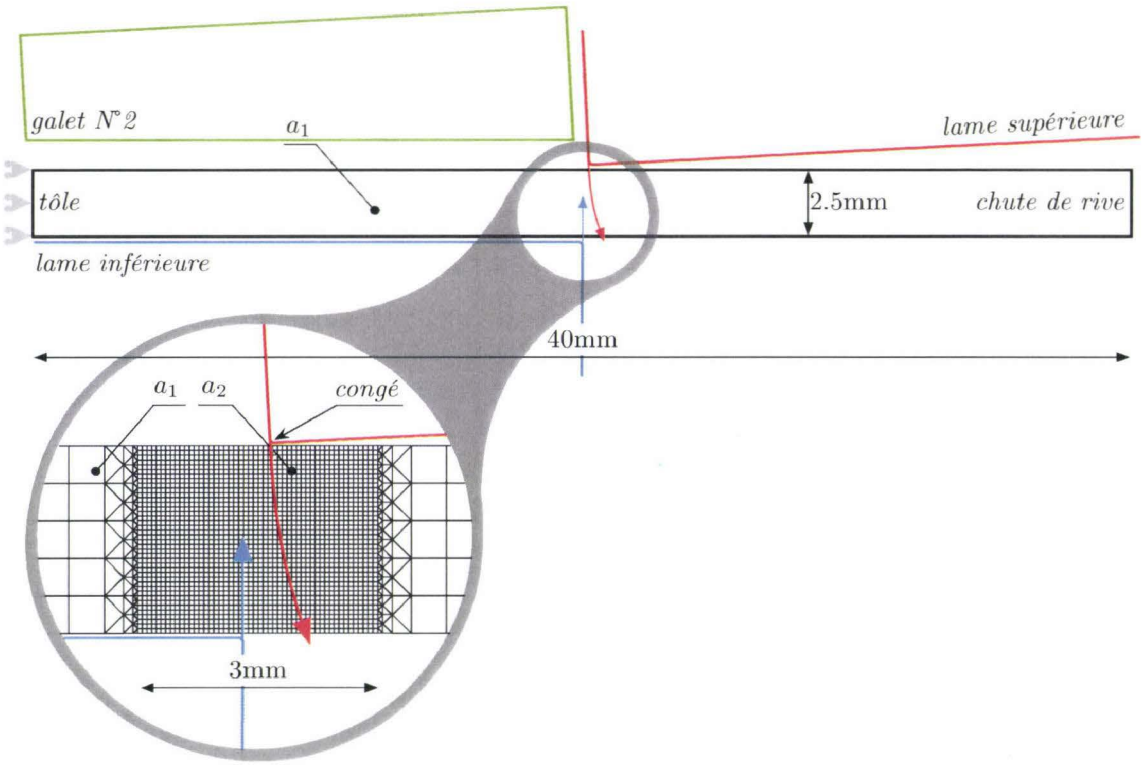


Fig. 4.3 – *Schématisation du modèle éléments finis de cisaillage de rives, conditions aux limites et agrandissement de la zone utile.*

Tab. 4.2 – *Paramètres matériaux intervenant dans le modèle de cisaillage de rives.*

Propriétés	Acier (DX51D)	Polyuréthane
ρ	7800kg.m^{-3}	1360kg.m^{-3}
E	210GPa	345MPa
k_1	387MPa	–
m	0.498	–
S	2.7MPa	–
s	1	–

4.2.2 Évaluation des critères de rupture

Il s'agit ici de comparer et de sélectionner l'un des critères de rupture implémentés dans le chapitre 3. Les critères retenus sont rappelés dans le tableau 4.3, avec leur valeurs critiques respectives.

Tab. 4.3 – *Critères de rupture implémentés et leurs valeurs critiques respectives.*

Critère	Valeur critique
Endommagement	0.625
Shear failure	1.17
Cockcroft-Latham	571.8MPa
Oh *et al.*	1.252
Brozzo *et al.*	0.493

Prédiction de la rupture

Les critères sont dans un premier temps évalués sur leur capacité à prédire la rupture. La figure 4.4 illustre les maillages déformés à la fin de la simulation (déplacement maximal des lames) pour chaque critère de rupture ; les isovaleurs superposées aux profils représentent le champ de déformation plastique équivalente.

L'observation des cinq profils cisaillés de la figure 4.4 permet dans un premier temps d'écarter le critère de Brozzo *et al.* (figure 4.4e). Le profil présente en effet des éléments rompus hors de la zone attendue (éléments remplis de noir) avec une séparation incomplète de la chute de rive.

Les profils obtenus avec les autres critères de rupture semblent cohérents ; on constate néanmoins sur les figures 4.4a, 4.4c et 4.4d que les mailles sont fortement distordues et peuvent affecter la précision de la solution éléments finis.

A ce stade, rien ne permet de déterminer quel critère est le plus apte à la représentation de l'état mécanique et géométrique de la rive cisaillée. De plus, le procédé industriel ne nous livre aucune information permettant de valider les résultats obtenus numériquement : il n'y a pas d'acquisition des efforts de cisaillage, qui seraient d'ailleurs constants, et justement le défilement continu de la bande ne permet pas d'effectuer d'analyse pas à pas de la découpe.

La validité du modèle de cisaillage est aussi difficilement vérifiable *a posteriori*. En effet, la mesure de la hauteur des zones bombées A, cisaillée B et arrachée C (illustrées sur la figure 1.12, chapitre 1) sur le modèle numérique est particulièrement faussée à cause de la méthode de simulation de la découpe (suppression d'éléments). À chaque fois qu'un élément du maillage est supprimé, c'est autant de matière qui est enlevée de la structure, soit une largeur d'au moins 62.5μm qui correspond à taille initiale d'un élément dans la zone utile.

Détermination de la hauteur de la zone cisaillée

L'effort de cisaillage relevé au niveau des lames (sur le modèle numérique) peut toutefois être utile : les travaux de Hambli [HAM02b] montrent qu'il est possible

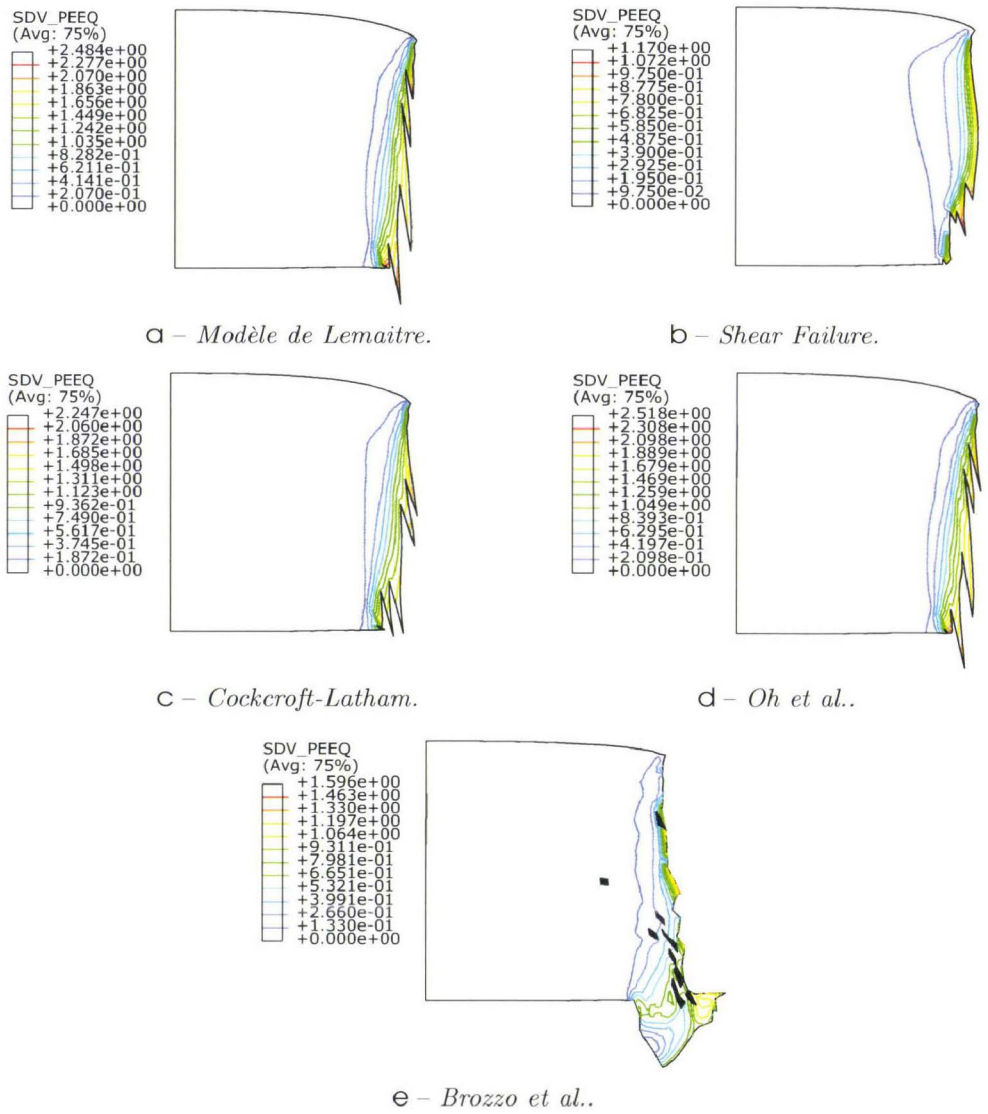


Fig. 4.4 – *Maillage éléments finis du modèle de cisaillage de rives.*

de relier, dans le cas du poinçonnage, les différentes parties de la courbe effort–pénétration avec les zones principales (B et C) identifiables sur la pièce découpée (figure 4.5). La courbe force–pénétration présente une phase élastique (1), une phase plastique (2 et 3) durant laquelle l'évolution de l'endommagement peut être retardée (pris en compte par un seuil d'endommagement dans la formulation du modèle numérique), puis d'une rupture (4) généralement accompagnée de frottement entre la pièce et les outils. Le début de cette dernière phase correspond à l'amorce d'une macro-fissure qui se propage en opposant moins de résistance aux outils : la surface résistante diminue et l'endommagement croît.

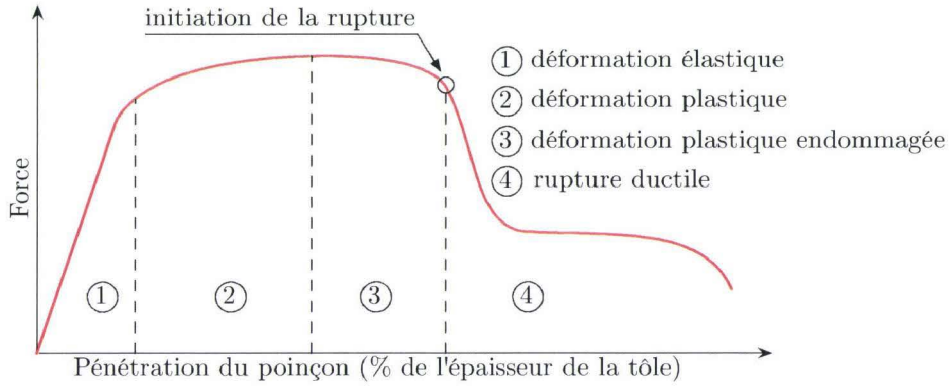


Fig. 4.5 – *Illustration de l'évolution des efforts sur l'outil en fonction de sa pénétration dans la pièce dans le cas du poinçonnage* [HAM02b].

Nous avons vu au chapitre 1 que le procédé de cisaillage est proche du procédé de poinçonnage en termes de mécanismes de découpe, et que les faciès de rupture générés sont également très similaires. Il est en conséquence décidé d'observer les courbes effort–pénétration dans le cas du cisaillage, sur les modèles éléments finis.

Le graphe de la figure 4.6 montre les courbes effort–pénétration relatives aux cinq critères de rupture sélectionnés. Sur ce même graphe, la ligne verticale pointillée représente la valeur moyenne expérimentale de pénétration des lames dans la bande pour laquelle la transition entre les zones cisaillée B et arrachée C est franchie ; celle-ci se situe à 31%.

Le graphe montre clairement le caractère ductile de chaque critère de rupture. Hormis pour le critère de Brozzo *et al.*, pour lequel l'effort n'atteint pas zéro à 100% de pénétration des lames dans la bande, les critères en endommagement maximum et celui de Oh *et al.* confèrent à l'acier une ductilité importante : la chute de l'effort sur la lame supérieure semble devenir significative pour une valeur de pénétration des lames estimée à 65%, très supérieure à la valeur expérimentale de 31%. Le constat est sensiblement le même pour le critère de Cockcroft-Latham pour lequel la rupture ductile est estimée pour une pénétration des lames de 50%. Sur ce graphe, seul le critère Shear Failure se rapproche de la valeur expérimentale. Pour ce dernier critère, la chute de l'effort de coupe intervient nettement pour une pénétration des lames qui vaut 36% de l'épaisseur de la tôle, ce qui est cohérent avec les mesures sur des rives cisaillées industriellement (31%). Il semble donc que ce dernier critère soit le plus apte à représenter le cisaillage de la bande.

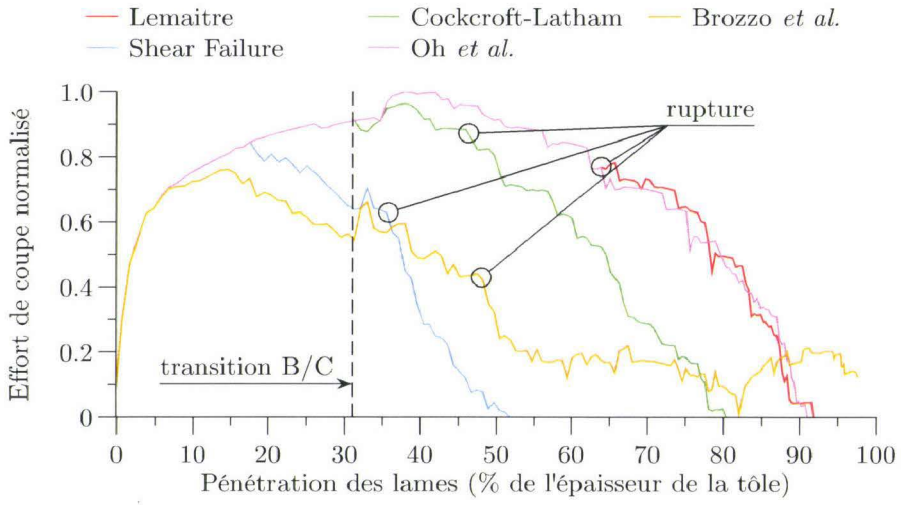


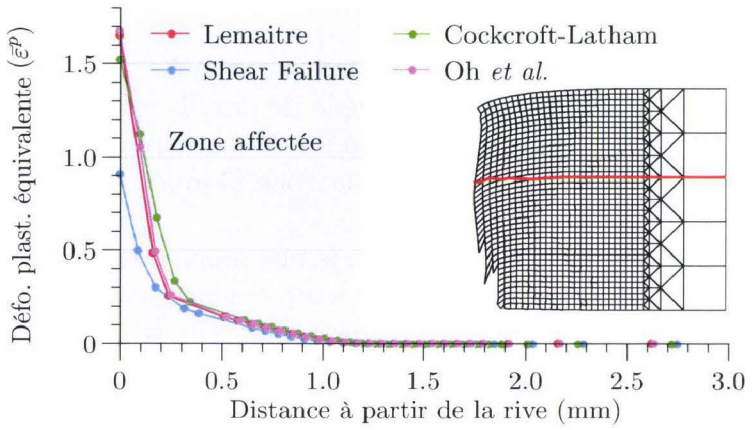
Fig. 4.6 – *Evolution des efforts appliqués sur la lame supérieure en fonction de sa pénétration dans la tôle.*

Étendue de la zone affectée par le cisaillage

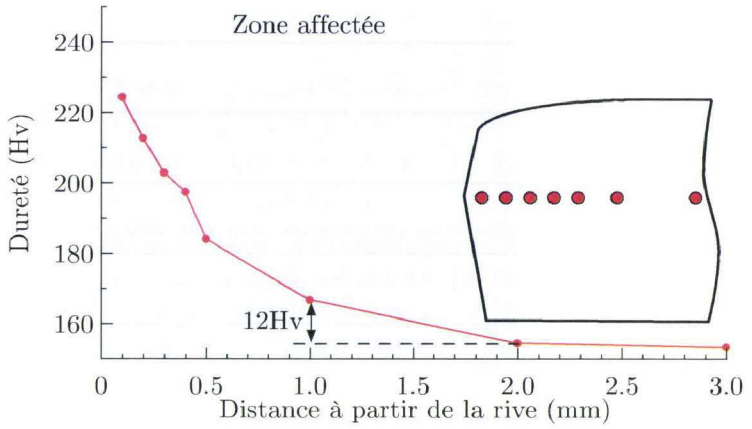
Un deuxième moyen de corrélation entre les échantillons expérimentaux et les modèles numériques est également mis en place : la comparaison de la zone affectée mécaniquement par le cisaillage de rive. Même si la valeur de la déformation plastique équivalente ou de la contrainte d'écoulement est difficilement comparable à une mesure de dureté, l'étendue de la zone modifiée mécaniquement peut être quantifiée. Sur les éprouvettes URT, ces mesures ont été effectuées indirectement dans la section 2.3.5, pour évaluer l'influence du traitement thermique sur l'état de dureté des éprouvettes en extrême rive. Sur les modèles éléments finis de cisaillage, la valeur de la déformation plastique équivalente est relevée aux nœuds dont la localisation correspond approximativement à la filiation effectuée expérimentalement. Les résultats relatifs aux cinq critères de rupture sont reportés sur le graphe de la figure 4.7a, et comparés aux mesures expérimentales tracées sur le graphe de la figure 4.7b.

Quel que soit le critère de rupture utilisé, le graphe de la figure 4.7a montre que la zone affectée mécaniquement par le cisaillage s'étend sur 1.2mm à partir de la surface cisaillée. Dans le cas des rives cisaillées sur le site industriel, les mesures de microdureté montrent que l'état mécanique au centre de la bande est recouvré à partir d'une distance de 2mm du bord cisaillé. Le gradient de dureté mesuré entre 1mm et 2mm à partir de la surface cisaillée est toutefois relativement faible : 12Hv.

Le graphe de la figure 4.7a montre également que le gradient de déformation plastique équivalente varie en fonction du critère de rupture utilisé. Le critère de rupture par endommagement critique, le critère de Cockcroft-Latham et celui de Oh



a – *Modèles éléments finis.*



b – *Éprouvette expérimentale.*

Fig. 4.7 – *Détermination de l'étendue de la zone affectée par le cisaillage, comparaison quantitative avec l'expérience.*

et al. prédisent une déformation plastique équivalente $\bar{\varepsilon}^p > 1.5$ près de la surface cisaillée. La déformation plastique équivalente à rupture a été identifiée à $\bar{\varepsilon}^p_f = 1.17$ au chapitre 3, sur un essai de traction dont le taux de triaxialité vaut majoritairement $\eta = 1/3$. De plus, on constate généralement que la déformation à rupture est plus faible pour des taux de triaxialité proches de zéro (Wierzbicki *et al.* [WIE05]), comme dans le cas du cisaillage de rives. Ces critères ne prédisent donc pas un état d'écrouissage final cohérent. Le dernier critère, Shear Failure, ne pose bien sûr aucun problème puisqu'il est activé via la valeur de déformation plastique équivalente à rupture. La valeur relevée au niveau de la surface cisaillée est $\bar{\varepsilon}^p_f = 0.91$, la valeur maximale du critère ($C_{sf} = 1$, correspondant à $\bar{\varepsilon}^p_f = 1.17$) étant atteinte sur l'élément voisin éliminé.

4.2.3 Synthèse

Cette section a permis de mettre en place un modèle éléments finis en déformations planes pour la simulation du procédé de cisaillage de rive. Les critères de rupture implémentés au chapitre 3 sont évalués de manière qualitative, sur leur capacité à prédire la rupture, la hauteur de la zone cisaillée et l'étendue de la zone affectée par le procédé de cisaillage.

Le critère sélectionné est le Shear Failure, lequel procure des résultats acceptables en termes de prédiction de la hauteur de la zone cisaillée, de déformation plastique équivalente dans la rive et de distorsions de mailles sur le profil final. Le maillage cisaillé avec ce critère sera donc utilisé pour la modélisation des éprouvettes URT.

4.3 Transition modèle de cisaillage-modèle d'éprouvette URT

4.3.1 Problématique

La modélisation de la séquence cisaillage-laminage ne peut s'effectuer, en particulier dans cette étude, que si l'historique du matériau est conservé entre les deux phases de mise en forme. En règle générale, ceci peut être facilement effectué grâce à la création d'étapes (*steps*) dans la simulation numérique, qui permettent par exemple de simuler en une seule fois plusieurs phases d'un procédé de mise en forme. Des options dans les solveurs éléments finis permettent également de créer des points de sauvegarde (*restart*) à un instant choisi, en vue de l'import des champs de déformations et de contraintes vers un nouveau modèle. Mais ces méthodes ne s'appliquent bien sûr que si la géométrie globale est conservée lors du passage d'une phase à une autre.

Le modèle éléments finis de cisaillage présenté dans la section précédente est soumis à l'hypothèse de déformations planes, ce qui exclut donc le passage vers une géométrie en trois dimensions via des méthodes « clés en main ». Un modèle tridimensionnel est pourtant nécessaire dans le cas de l'étude des défauts en rives durant le laminage ; cette section décrit la méthodologie employée pour lever ce verrou technique.

4.3.2 Passage d'un modèle 2D à un modèle 3D

En faisant l'hypothèse du caractère continu du cisaillage de rives, il est ici proposé une méthode d'extrusion tridimensionnelle de la géométrie cisaillée en deux dimensions. Les nœuds du maillage déformé après cisaillage sont uniformément projetés dans la troisième direction de l'espace et les éléments initialement plans deviennent volumiques : des hexaèdres pour les éléments initialement quadrangles et des prismes triangulaires pour les triangles (figure 4.8). Comme pour le modèle de cisaillage, les éléments hexaédriques générés ont un seul point d'intégration (intégration réduite).

Le pas de l'extrusion, c'est-à-dire la longueur des éléments dans la direction d'extrusion, est ajusté de manière à donner aux éléments une forme homogène, en

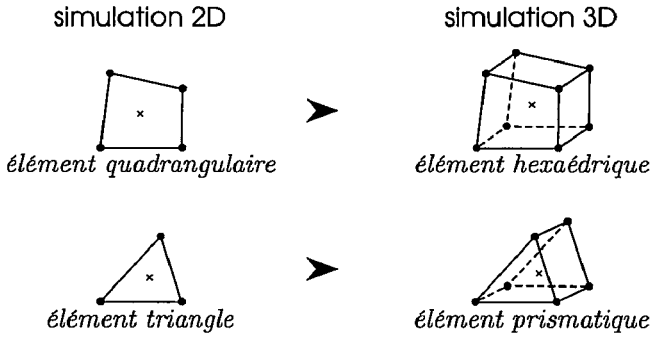


Fig. 4.8 – *Extrusion des éléments plans en vue de la simulation 3D de l'éprouvette URT.*

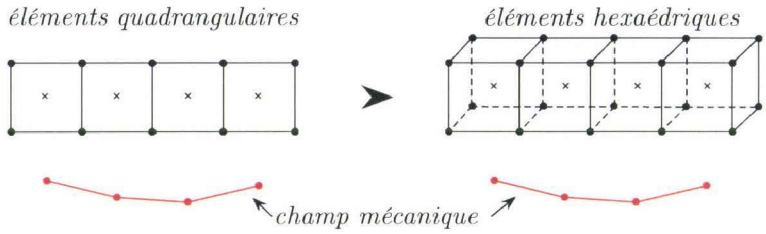
fonction de leur taille caractéristique en 2D. Deux zones du modèle éléments finis extrudé contiendront néanmoins un pas important dans les zones transitoires : la zone de prise de fer initiale et la fin de la bande ; le but étant de diminuer le nombre de mailles et donc le temps de calcul. Dans le même temps, les surfaces qui seront en contact avec les outils ainsi que les zones qui seront affectées de conditions aux limites sont créées, toujours à partir du modèle de cisaillage.

Étant dans le cadre d'un matériau supposé isotrope, seuls les états de déformation plastique équivalente et d'endommagement sont appliqués au maillage extrudé, sous forme de variables initiales dans les cartes matériaux utilisateur (VUMAT). Le nouveau modèle éléments finis contiendra donc autant de cartes matériaux que d'éléments sélectionnés pour lesquels l'état mécanique après cisaillage doit être conservé (dans la zone fortement affectée). Enfin, comme illustré sur la figure 4.9, l'état mécanique appliqué au maillage 3D provient du maillage 2D pour lequel l'intégration réduite avait été choisie. Ainsi, les champs de déformation plastique équivalente et d'endommagement ne proviennent donc que d'un seul point d'intégration et sont ré-appliqués aux éléments 3D qui ne contiennent également qu'un seul point d'intégration. Ceci permet donc de conserver une pseudo-continuité des champs de déformation et d'endommagement lors du passage du modèle de cisaillage au modèle d'éprouvette URT (figure 4.9a), ce qui ne serait pas le cas si les éléments choisis contenaient huit points d'intégration (intégration complète, figure 4.9b).

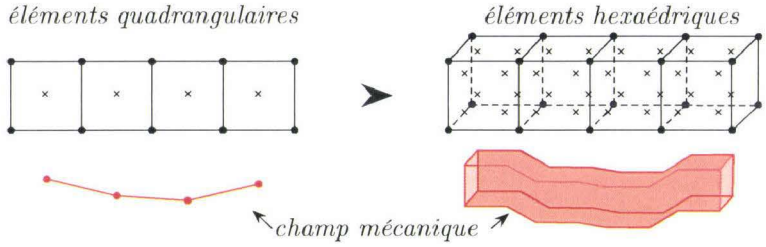
L'algorithme d'extrusion développé est intégré à ABAQUS via son interface graphique ; le principe est schématisé sur la figure 4.10.

4.3.3 Conditions aux limites

Une fois le maillage créé et l'historique mécanique appliqué aux éléments par l'intermédiaire des cartes matériaux, les conditions aux limites sont appliquées. Celles-ci suivent la configuration de l'URT décrite au chapitre 2. La tôle est donc déformée



a – *Intégration réduite vers intégration réduite.*



b – *Intégration réduite vers intégration complète.*

Fig. 4.9 – *Pseudo-continuité des champs de déformation plastique équivalente ou d'endommagement lors du passage de la 2D à la 3D.*

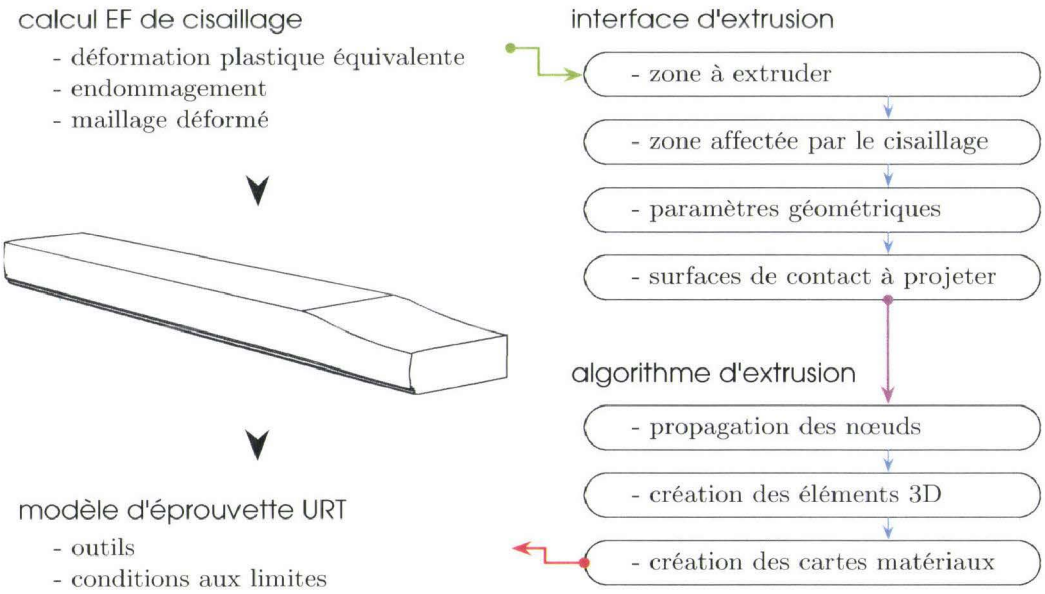


Fig. 4.10 – *Schématisation de l'algorithme d'extrusion du modèle de cisaillage vers le modèle d'éprouvette URT.*

plastiquement par un cylindre de travail et elle est en contact avec un plan, correspondant à l'appui de l'URT {4}. Le cylindre a le même diamètre que celui de l'URT (27.98mm) ; il est considéré comme corps rigide, au même titre que l'appui avec lequel la bande est en contact. Cette dernière est bloquée en déplacement dans le sens de travail ; cette condition limite représente l'épaulement de l'appui de l'URT illustré sur la figure 2.2, chapitre 2.

L'éprouvette modélisée a une largeur de 5mm ; une condition de symétrie est appliquée en son plan médian, là encore dans le but de diminuer les temps de calcul. Sa longueur totale est de 35mm et sa zone utile est de 15mm, positionnée à 10mm de la prise de fer initiale. La taille de maille dans cette zone est cohérente avec la taille d'élément utilisée pour le calcul de cisaillage, elle vaut 100μm. L'empreinte du cylindre est appliquée au début de la bande pour faciliter la prise de fer initiale. Le modèle éléments finis de l'éprouvette URT est représenté sur la figure 4.11.

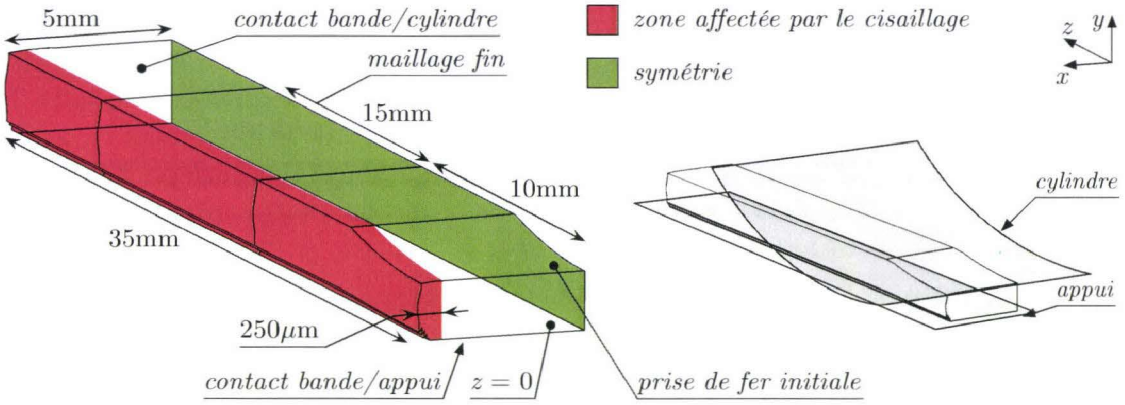


Fig. 4.11 – *Modèle éléments finis de l'éprouvette URT, conditions aux limites et zone affectée par le cisaillage.*

Remarque 4.1: Des contraintes numériques au niveau du code de calcul conduisent à l'importation d'une zone affectée par le cisaillage de rives plus faible que celle constatée précédemment, sur le graphe de la figure 4.7a. Le nombre d'éléments correspondant à cette zone est en effet important (environ 650) ce qui signifie créer autant de cartes matériaux. La largeur de la zone importée pour l'historique de cisaillage est donc réduite et représente 250μm ; soit quatre fois plus que la profondeur des fissures mesurées lors des essais expérimentaux.

À l'état initial, les outils ne sont pas en contact avec le maillage éléments finis. Les deux premières étapes de la simulation sont donc dédiées à l'établissement du contact appui/bande et cylindre/bande et la troisième correspond à la déformation plastique de la bande à proprement parler. Durant cette troisième étape, l'appui est

encastré et le cylindre de travail est piloté en vitesse de translation (équivalente à la vitesse de sortie de la bande V_s) et de rotation ω ; ces deux paramètres permettant d'imposer le glissement en avant G_{av}.

4.4 Reproduction de la séquence expérimentale – compréhension des mécanismes mis en jeu

La séquence expérimentale menée sur les éprouvettes URT dans le chapitre 2 est maintenant reproduite numériquement. Les objectifs de cette section sont :

- vérifier que le modèle implémenté est suffisamment précis pour reproduire le comportement des rives déformées ;
- comprendre les phénomènes mécaniques engendrés par la modification du glissement en avant, comme observé dans la partie expérimentale.

4.4.1 Validation du modèle d'éprouvettes URT

Cette section reprend les conditions expérimentales de déformation plastique des éprouvettes URT en première passe (tableau 2.4, chapitre 2), c'est-à-dire le taux de réduction moyen p mesuré sur les éprouvettes déformées avec le glissement en avant cible $G^*_{av} = 2\%$ ($p = -28.30\%$) et le glissement en avant moyen mesuré pour la même cible, soit $G_{av} = 2.15\%$. Avec ces conditions de déformation, deux configurations sont considérées pour l'état mécanique de la bande :

1. pour la première (modèle ST), les états de déformation plastique équivalente et d'endommagement cumulés durant l'étape de cisaillage (avec le critère Shear Failure) sont repris tels quels ;
2. pour la deuxième configuration (modèle TH), le champ de déformation plastique équivalente est affecté d'un coefficient de 0.8, qui correspond à la chute de dureté de 20% constatée après le traitement thermique des éprouvettes URT.

Dans la deuxième configuration, seules les valeurs de déformation plastique équivalente sont diminuées. Le traitement thermique appliqué n'est pas en mesure de diminuer le volume de vide créé par l'endommagement, celui-ci reste donc inchangé, importé du modèle de cisaillage.

Comme pour les simulations effectuées sur le modèle de cisaillage, les calculs éléments finis du modèle d'éprouvettes URT sont effectués avec le solveur explicite de ABAQUS. Dans le cas de ce modèle, la vitesse de déplacement du cylindre est accélérée par rapport à la vitesse réelle de l'URT ($V_s = 90\text{mm.min}^{-1}$) ; elle est portée à $V_s = 8.33\text{m.s}^{-1}$, correspondant à la vitesse de défilement de la bande sur le laminoir industriel. Comme expliqué dans le chapitre 3 (section 3.2.5), il est possible d'accélérer les vitesses de sollicitation pour la simulation de phénomènes quasi-statiques dans un calcul explicite dès lors que la viscosité du matériau n'est pas considérée et que, *a posteriori*, l'inertie du modèle ne tient pas une part prépondérante dans le bilan énergétique de la simulation. Il est donc nécessaire dans un premier temps

de vérifier que l'énergie cinétique E_c est faible par rapport à l'énergie interne E_i du modèle (inférieure à 10%, comme décrit par Li *et al.* [LI10]) ; le rapport E_r de ces énergies ramené à un pourcentage est tracé sur le graphe de la figure 4.12, en fonction du temps de simulation.

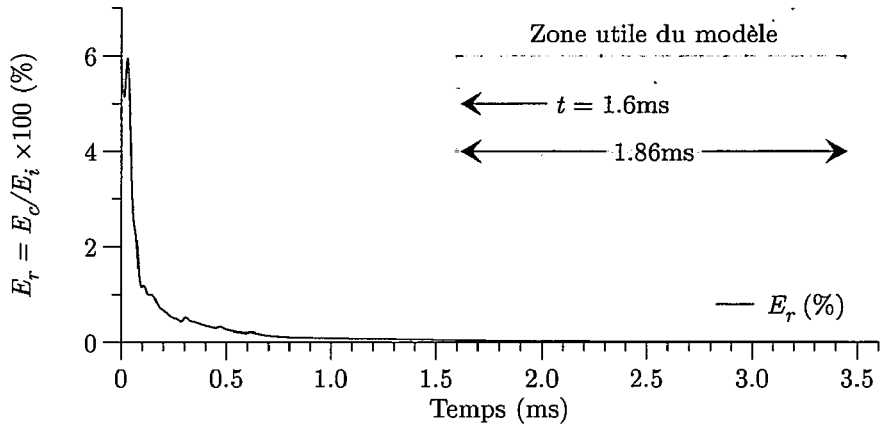


Fig. 4.12 – *Rapport pour cent des énergies cinétique E_c et interne E_i pour la simulation du modèle d'éprouvette URT avec $G^*_{av} = 2\%$ (modèle ST).*

Le graphe de la figure 4.12 montre que, sur toute la durée de la simulation, E_r est toujours inférieur à 7%. De plus, dans la zone utile du maillage (zone maillée finement), le rapport des énergies est inférieur à 0.07%. Ce graphe montre donc que l'énergie cinétique n'a pas un effet prépondérant sur le bilan énergétique de la simulation, et que le calcul peut être effectué avec l'augmentation des vitesses.

Il s'agit maintenant de déterminer l'intervalle temporel utile de la simulation durant lequel les efforts au niveau du cylindre de travail (efforts normal F_N et tangentiel F_T) sont stabilisés. Ces derniers sont tracés sur le graphe de la figure 4.13, qui montre que la stabilisation intervient dès la première emprise complète du cylindre dans la zone maillée finement.

Ces deux vérifications nécessaires effectuées, les résultats obtenus pour les simulations des modèles ST et TH sont observés ; les maillages déformés sont illustrés sur la figure 4.14.

Le modèle en configuration ST (figure 4.14a), c'est-à-dire déformé directement après cisaillage, montre des sites potentiels d'initiation de fissure, matérialisés par des éléments rompus. Ces derniers sont localisés à la fois dans la partie haute (zone cisaillée B) et dans la partie basse de la bande (zone arrachée C), sans atteindre les faces supérieure et inférieure de celle-ci. Ce comportement de la rive correspond

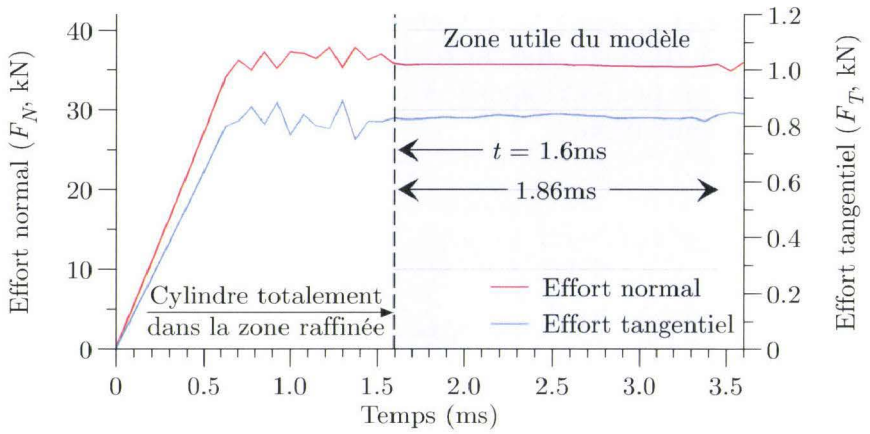
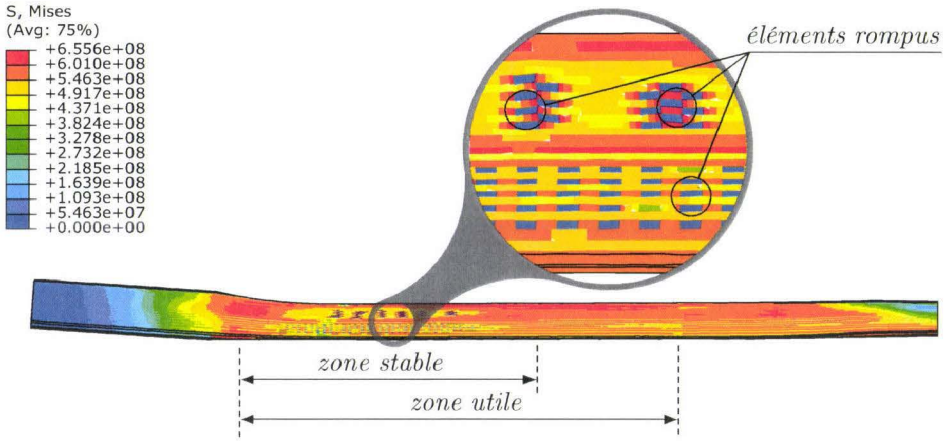
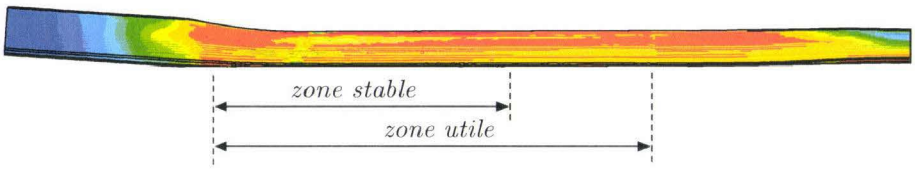


Fig. 4.13 – *Efforts normal et tangentiel sur le cylindre de travail pour la simulation du modèle d'éprouvette URT avec $G^*_{av} = 2\%$ (modèle ST).*



a – *Avec historique matériau complet du cisaillage (modèle ST).*



b – *Avec baisse de 20% de la déformation plastique équivalente (modèle TH).*

Fig. 4.14 – *Comparaison des résultats numériques pour les modèles déformés directement après cisaillage (ST) et après cisaillage puis diminution de l'écrouissage (TH).*

donc à celui observé lors des essais expérimentaux sur l'URT. On ne dénote toutefois pas de direction particulière des zones rompues à cause de la taille des mailles, largement supérieure à la largeur des fissures observées expérimentalement, autant en première passe qu'en seconde passe. Celles-ci étaient, dans le cas du glissement en avant $G^*_{av} = 2\%$, de 22.7μm en première passe et de 42.5μm en seconde passe de déformation. Dans le cas du modèle d'éprouvette URT, les mailles qui constituent la zone utile de l'éprouvette ont une taille de 100μm dans la direction d'extrusion, impliquant des temps de calcul déjà importants. De plus, le temps calcul pour un solveur explicite est conditionné par la taille des mailles. Pour ces modèles, qui comportent environ 635000 degrés de libertés, le temps de calcul est d'environ 40 heures sur 8 processeurs à double cœurs, cadencés à 2.66GHz.

Dans le cas de l'éprouvette TH numérique (figure 4.14b), les isovaleurs montrent que le niveau des contraintes dans la bande atteint un état d'équilibre avec une amplitude plus faible par rapport au cas du modèle ST. Ce comportement est dû à l'affaiblissement du niveau d'écrouissage (-20% par rapport au modèle ST), qui permet de ralentir l'évolution de la variable d'endommagement D aux points de Gauss concernés. Dans ce cas, l'endommagement critique ($D_c = 0.625$) n'est pas atteint ce qui rend la rive cisaillée « sûre ».

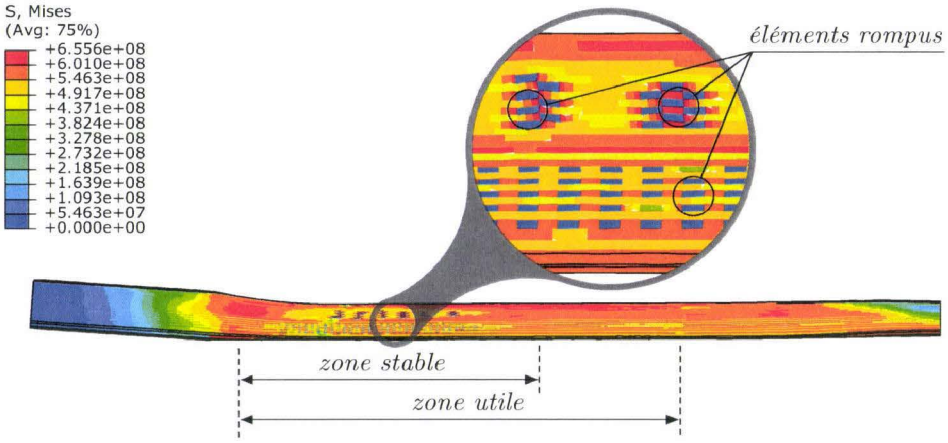
On peut conclure de l'analyse de ces résultats que le modèle éléments finis, alimenté par le modèle de comportement est suffisamment sensible pour représenter les phénomènes observés expérimentalement, en termes de détection de site potentiels d'initiation de fissures.

4.4.2 Influence du glissement en avant

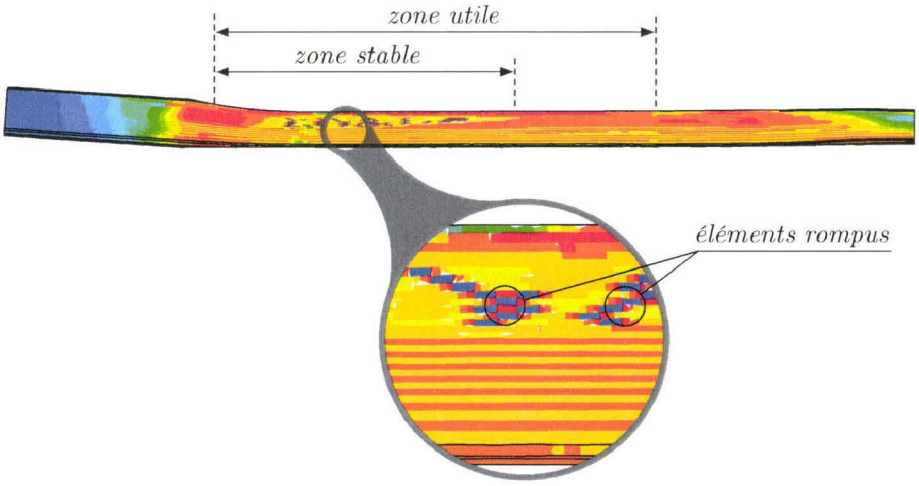
Le modèle présenté précédemment, avec prise en compte complète de l'historique de cisaillage, est cette fois adapté pour représenter le glissement cible $G^*_{av} = 10\%$ appliqué expérimentalement ($G_{av} = 11.57\%$). La condition limite de vitesse de rotation ω du cylindre de travail est donc adaptée en conséquence. Dans le souci d'effectuer une analyse pertinente, le taux de réduction est le même que celui appliqué au modèle avec $G^*_{av} = 2\%$, c'est-à-dire $p = -28.30\%$. Le maillage déformé de cette configuration est présenté sur la figure 4.15b ; celui obtenu avec $G^*_{av} = 2\%$ illustré sur la figure 4.14a est également rappelé (figure 4.15a).

Une première remarque concerne les zones affectées par des initiations de fissures, représentées par des éléments ayant atteint la valeur critique d'endommagement : dans le cas d'un glissement en avant cible important ($G^*_{av} = 10\%$), seule la zone cisaillée B est affectée alors que dans le cas de $G^*_{av} = 2\%$, comme remarqué précédemment, des éléments ont rompus dans les zones cisaillée B et arrachée C.

On constate également que le nombre d'éléments rompus est quasiment identique pour les deux configurations de glissement en avant : dans le cas de $G^*_{av} = 2\%$, le nombre d'éléments rompus s'élève à 447 contre 437 dans le cas de $G^*_{av} = 10\%$ (sur un nombre total de 184500 éléments dans la zone utile). On peut donc en déduire que



a – *Modèle ST*, $G^*_{av} = 2\%$.



b – *Modèle ST*, $G^*_{av} = 10\%$.

Fig. 4.15 – *Comparaison des résultats numériques pour les modèles ST déformés avec* $G^*_{av} = 2\%$ *et* $G^*_{av} = 10\%$.

dans les deux configurations, un équilibre relatif à la rigidité de la bande est atteint avec une répartition différente des zones potentiellement sensibles à la rupture.

La concentration des sites endommagés dans la rive déformée avec $G^*_{av} = 10\%$ pourrait corréler une plus grande profondeur des fissures. Il faut rappeler ici que la quantification de la profondeur des fissures a été difficile à effectuer expérimentalement (chapitre 2, section 2.3.4).

Enfin, la rupture modélisée par la méthode de suppression d'éléments étant locale, les éléments voisins d'un élément rompu sont moins sollicités. Ceci conduit dans notre cas à une représentation des zones rompues en forme de « damier » et à une analyse qualitative plutôt que quantitative.

Pour comprendre quels sont les facteurs mécaniques qui modifient le comportement de la bande avec le glissement en avant, deux jeux de sept éléments chacun sont sélectionnés dans la zone cisaillée B et dans la zone arrachée C (figure 4.16). La réponse mécanique des points de Gauss est moyennée pour chaque jeu d'éléments et les variables impliquées dans la loi d'évolution de l'endommagement, à l'origine de la rupture des éléments, vont ainsi pouvoir être suivies en fonction du temps.

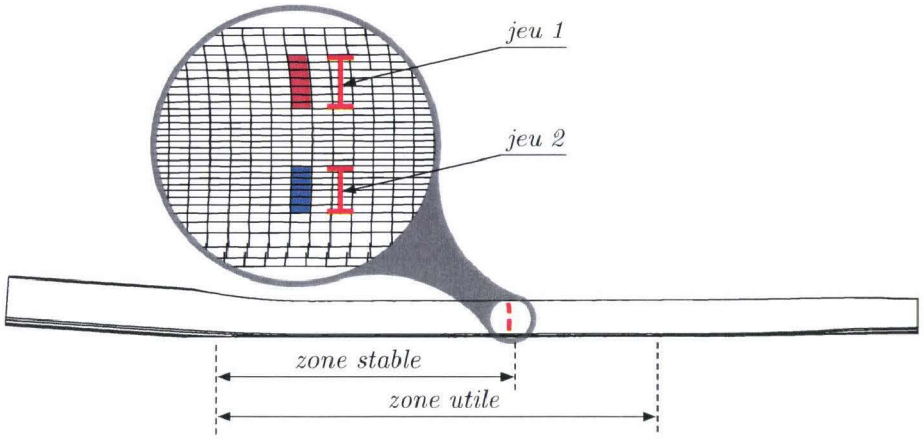


Fig. 4.16 – *Lieux de suivi des variables mécaniques par rapport au temps.*

Comme décrit dans le chapitre 3, section 3.2.2, la loi d'évolution de l'endommagement dépend du coefficient S, de l'exposant s, de la pression hydrostatique p, de la contrainte équivalente de von Mises q et de la déformation plastique équivalente $\bar{\varepsilon}^p$. Les paramètres S et s étant des constantes matérielles, seules les variables $\bar{\varepsilon}^p$, p et q, interviennent dans l'expression de l'endommagement via le taux de restitution d'énergie élastique endommagée Y. De plus, les grandeurs p et q sont reliées par le paramètre sans dimension $\eta = p/q$: le taux de triaxialité des contraintes. L'expression de Y (équation 3.31 du chapitre 3), avec le paramètre de fermeture partielle des cavités α, est reformulée de manière à faire intervenir η et devient, sous forme incrémentale,

$$Y_{n+1} = \alpha \left[\frac{-q(R_n + \Delta\gamma)^2}{2E(1 - D_{n+1})^2} \left(\frac{2}{3}(1+\nu) + 3(1-2\nu)\eta^2 \right) \right], \tag{4.1}$$

avec E le module d'élasticité, ν le coefficient de Poisson, R_n la déformation plastique équivalente à l'incrément précédent, et $\Delta\gamma$ l'incrément de déformation plastique équivalente. À partir de l'équation 4.1, la variable d'endommagement D, définie par

$$D_{n+1}(\eta, \Delta\gamma) = D_n + \frac{\Delta\gamma}{1 - D_{n+1}(\eta, \Delta\gamma)} \left(\frac{-Y_{n+1}(\eta, \Delta\gamma)}{S} \right)^s, \tag{4.2}$$

est tracée sur le graphe de la figure 4.17, en fonction du taux de triaxialité et de la déformation plastique équivalente. Ce graphe permet à la fois de mettre en évidence l'influence du taux de triaxialité η sur l'évolution de la variable d'endommagement et celle du coefficient α appliqué à Y.

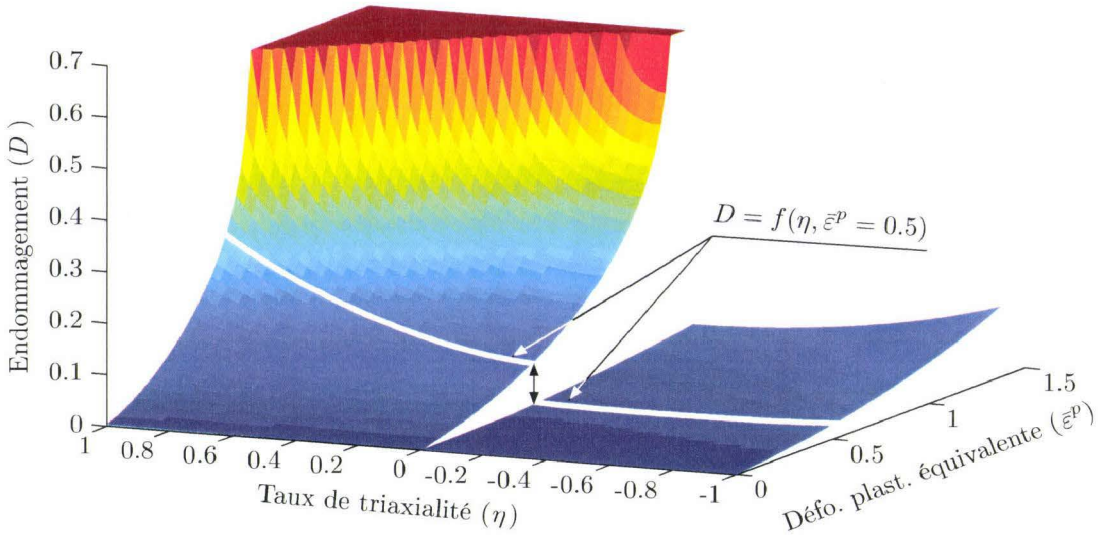


Fig. 4.17 – *Loi d'évolution de l'endommagement en fonction du taux de triaxialité et de la déformation plastique équivalente.*

Le suivi du premier jeu d'éléments, tracé sur le graphe de la figure 4.18, permet de mettre en évidence l'influence du glissement en avant sur le comportement de la rive déformée. En effet, le tracé du taux de triaxialité en fonction du temps montre, dans le cas $G^*_{av} = 2\%$, que η est positif juste avant que le jeu d'éléments entre dans l'emprise. Dans l'emprise, η restera ensuite négatif jusqu'à $t = 2.1$ms puis est positif jusqu'à atteindre $t = 2.2$ms. η restera négatif jusqu'à la fin de la simulation, c'est-à-dire que Y est affecté du coefficient α.

Dans le cas $G^*_{av} = 10\%$, l'allure de la courbe d'évolution de η par rapport au temps est similaire à celle observée pour $G^*_{av} = 2\%$, l'amplitude mise à part. En effet, l'évolution du taux de triaxialité est identique à celle observée pour $G^*_{av} = 2\%$ jusqu'à ce que le cylindre soit en vis-à-vis du premier jeu d'éléments. Dans l'emprise en revanche la valeur de η reste majoritairement positive jusqu'à la sortie, ce qui signifie que $\alpha = 1$ et donc que l'endommagement s'accumule plus rapidement que dans le cas précédent ($G^*_{av} = 2\%$). Cette remarque est observée sur le graphe de la figure 4.17 qui illustre l'augmentation immédiate de l'endommagement lorsque le taux de triaxialité η devient positif, et ce pour une déformation plastique équivalente arbitraire $\bar{\varepsilon}^p$.

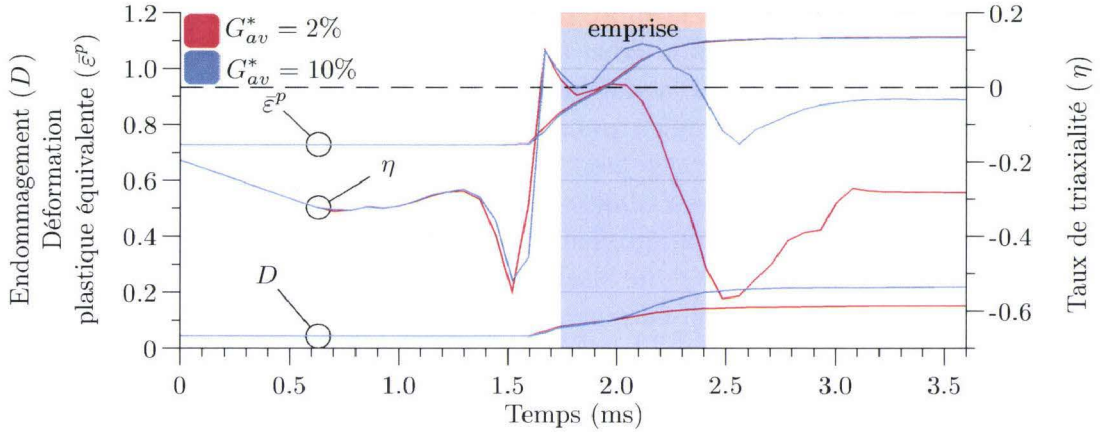


Fig. 4.18 – *Suivi du taux de triaxialité, de l'endommagement et de la déformation plastique équivalente en fonction du temps dans la zone cisaillée B (jeu 1).*

Le suivi du deuxième jeu d'éléments, dans la partie arrachée du profil découpé, montre que quel que soit le glissement en avant, le taux de triaxialité des contraintes est particulièrement favorable à l'augmentation de l'endommagement dans l'emprise. De plus, l'endommagement initial est plus élevé : $D_0 = 0.11$ pour le deuxième jeu de points de Gauss contre $D_0 = 0.043$ pour le premier. La déformation plastique équivalente en sortie d'emprise est en revanche plus faible dans la zone arrachée que dans la zone cisaillée, modérant donc le risque d'initiation de rupture. Comme pour le premier jeu d'éléments, l'évolution des variables mécaniques en fonction du temps dans cette zone est tracée sur le graphe de la figure 4.19.

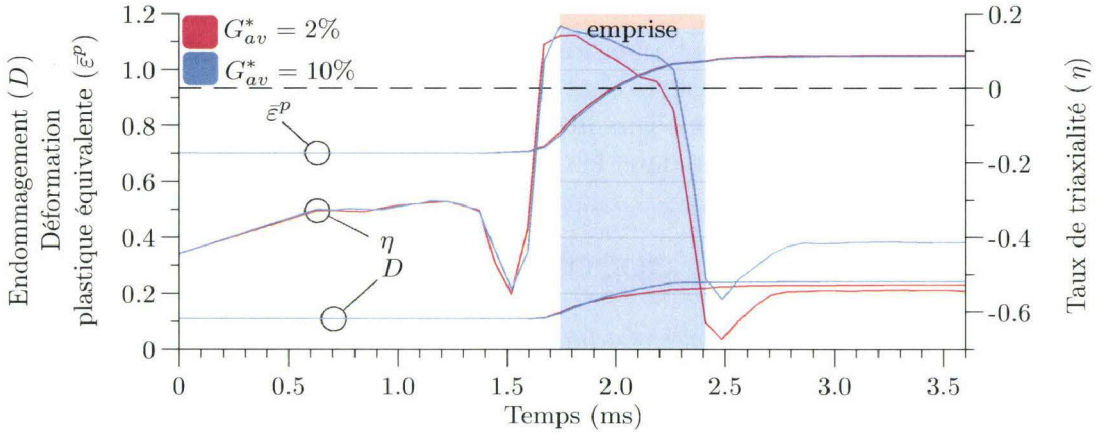


Fig. 4.19 – *Suivi du taux de triaxialité, de l'endommagement et de la déformation plastique équivalente en fonction du temps dans la zone arrachée C (jeu 2).*

Les courbes illustrées sur les graphes des figures 4.18 et 4.19 permettent d'expliquer la rupture d'éléments dans la zone arrachée pour le glissement en avant cible $G^*_{av} = 2\%$. Avec un glissement en avant important, le risque de rupture dans la zone cisaillée est plus important ce qui a pour effet d'adoucir la contrainte équivalente par l'augmentation de l'endommagement. La capacité des éléments à transmettre les efforts est donc diminuée et « soulage » la zone arrachée, dans laquelle aucun élément rompu n'est observé avec un glissement en avant important. À l'inverse, avec un glissement en avant faible, la zone cisaillée est moins endommagée par rapport à la configuration avec $G^*_{av} = 10\%$. La zone arrachée, dans laquelle l'endommagement est initialement plus élevé que dans la zone cisaillée, atteint plus rapidement le seuil critique D_c et laisse apparaître des éléments rompus.

4.4.3 Synthèse

Dans cette section, la validité de la méthodologie mise en œuvre pour la création du modèle d'éprouvette URT et donc la pertinence de ce dernier sont dans un premier temps évaluées. Le comportement des éprouvettes observé lors des essais expérimentaux est reproduit numériquement : les éléments rompus dans la rive représentent des sites potentiels d'initiation de fissures dans le cas d'un faible glissement en avant avec historique complet du cisaillage, tandis qu'aucune fissure n'apparaît lorsque l'on simule le recuit de la rive.

Dans un deuxième temps, la modification du comportement des rives avec le glissement en avant observée expérimentalement est analysée. La finesse du maillage en plus de la méthode choisie pour la représentation des fissures ne permet pas d'effectuer de corrélation en termes de largeur de fissures, mais permet toutefois de mettre en évidence l'effet du glissement en avant sur la rupture ductile. L'évolution du taux de triaxialité en fonction du temps est plus sensible à de forts glissements en avant. La configuration avec $G^*_{av} = 10\%$ semble donc propice à l'initiation de défauts dans la zone cisaillée. Lorsque le glissement en avant est faible, le nombre d'éléments rompus est quasiment identique qu'avec un grand glissement en avant, mais les sites d'amorçages de fissures sont répartis sur toute la hauteur de la rive. Il y a donc moins d'éléments rompus vers le centre de l'éprouvette, et pourrait corréler des fissures moins profondes que dans le cas d'un grand glissement en avant.

4.5 Paramètres influençant l'apparition de dents de scie

Les résultats numériques présentés dans la section précédente se placent à la fois dans un contexte précis et restrictif :

- conditions industrielles, en termes de matériau et de paramètres de cisaillage ;
- conditions expérimentales, pour la configuration de l'URT (déformation plastique de la bande entre un plan et un cylindre).

Au niveau du cisaillage de rives, l'analyse effectuée sur un nombre conséquent d'échantillons d'acier de nuance ductile (DX53D) a montré que le nombre de bobines cisaillées avec un entrefer en dessous de la valeur cible puis laminées présentaient moins de défauts que si elles avaient été cisaillées avec l'entrefer cible. De plus, les mesures de microdureté effectuées sur des prélèvements de rives cisaillées à différents niveaux de vie des lames de cisaille ont montré une augmentation de la dureté en extrême rive. Et, comme illustré sur la figure 1.17 (chapitre 1), l'usure des lames impacte directement l'entrefer.

Au niveau du procédé de laminage à froid, le diamètre des cylindres utilisés est compris dans l'intervalle [56mm ; 66mm], ce qui constitue un plage de variation importante. Le cylindre utilisé sur l'URT a quant à lui un diamètre de 55.96mm ; il provient en effet d'un cylindre industriel en fin de vie rectifié et se positionne donc en bas de la plage de diamètres admissibles. L'influence sur la bande, et plus précisément sur l'emprise, de l'utilisation d'un cylindre de grand diamètre peut s'avérer importante, principalement à cause de la longueur de bande en contact avec le cylindre.

Dans cette section, les modèles numériques mis en place sont exploités dans le but d'analyser l'effet de l'entrefer sur l'étendue de la zone affectée par le cisaillage ainsi que l'influence du diamètre du cylindre de travail sur le comportement à la rupture ductile de la rive.

4.5.1 Influence de l'entrefer sur l'écrouissage

Les simulations effectuées dans la section 4.2.2, en vue de l'évaluation des critères de rupture implémentés, ont été effectuées avec des valeurs industrielles d'entrefer E (et de croisement C et d'angle de coupe α_2 qui en découlent). Il est ici proposé de réutiliser le modèle de cisaillage validé plus haut avec deux valeurs d'entrefer (E_1 et E_2) plus faibles que la valeur industrielle E : la première configuration correspond à un entrefer qui vaut 80% de la valeur industrielle et la deuxième correspond à un entrefer valant 60% de la valeur industrielle. Les valeurs correspondantes sont $E_1 = 0.38$mm et $E_2 = 0.285$mm, pour un entrefer industriel $E = 0.475$mm. Les valeurs du croisement et de l'angle de coupe restent inchangées. La figure 4.20 montre les profils cisaillés pour les trois valeurs d'entrefer ; la distance entre le bord cisaillé et la dernière isovaleur y est reportée pour chacun des trois profils.

La figure 4.20 montre une diminution de l'étendue de la déformation plastique équivalente (entre la rive et la plus faible isovaleur) qui correspond à -20%, passant de 0.65mm en configuration industrielle à 0.51mm lorsque l'entrefer est diminué de 60%. L'influence de l'entrefer sur l'écrouissage de la rive est donc avéré.

Une comparaison plus précise est effectuée sur le graphe de la figure 4.21 qui montre, pour les trois valeurs d'entrefer utilisées, l'étendue de la zone écrouie à partir du bord cisaillé.

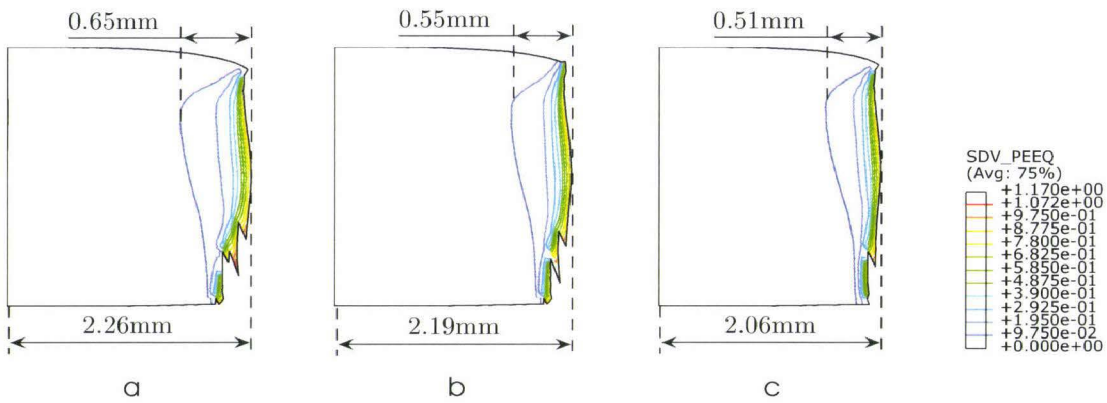


Fig. 4.20 – *Profils cisaillés pour trois valeurs d'entrefer :* a – $E = 0.475$mm ; b – $E_1 = 0.38$mm ; c – $E_2 = 0.285$mm.

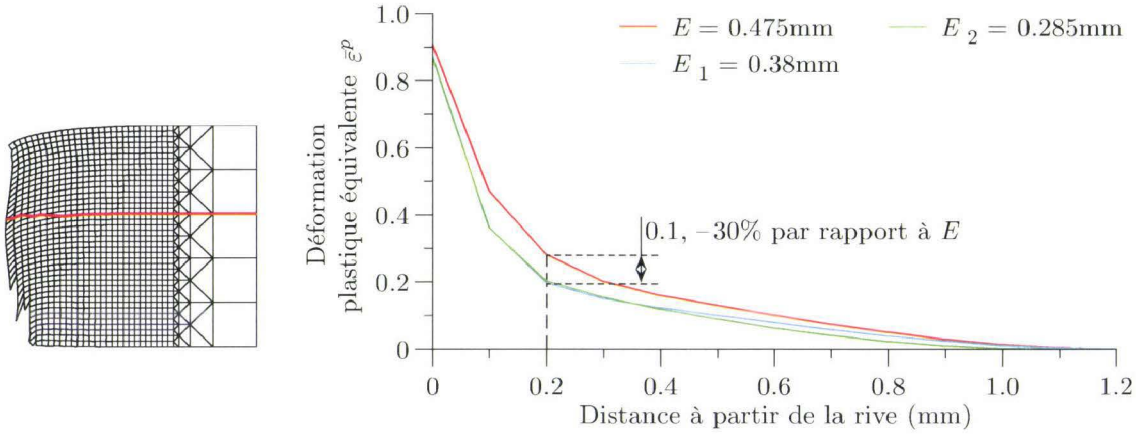


Fig. 4.21 – *Quantification de l'étendue de la zone affectée par le cisaillage, comparaison avec l'expérience.*

Comme pour les mesures reportées sur la figure 4.7 (section 4.2.2), la déformation plastique équivalente est relevée sur un ensemble de nœuds situés à environ 40% de l'épaisseur de la rive à partir de la surface supérieure de la bande. La valeur maximale constatée de la déformation plastique équivalente est sensiblement la même pour les trois valeurs d'entrefer (écart inférieur à 10%) et la distance pour laquelle celle-ci devient nulle est quasiment identique. Les profils relevés pour les cas de cisaillage avec E_1 et E_2 ont par contre une allure plus asymptotique et montrent donc une zone « fortement » affectée moins étendue qu'avec l'entrefer industriel. À 200μm de la rive cisaillée, la chute de déformation plastique équivalente est de 0.1, ce qui correspond à 30% de la valeur obtenue avec E. Même si aucun modèle d'éprouvette URT n'a été créé avec ces résultats de cisaillage, il est probable que la déformation

de la rive par un cylindre de travail aura un effet moindre sur l'endommagement que pour les simulations montrées dans la section précédente.

La différence entre les profils de déformation plastique équivalente pour les cas de cisaillage avec E_1 et E_2 est toutefois relativement faible (graphe de la figure 4.21), et il en est de même pour les profils cisaillés illustrés sur les figures 4.20b et 4.20c. Ce constat met en cause la méthode de simulation de la rupture : la suppression d'éléments. En effet, pour les cas de cisaillage avec E et E_1 la largeur de rive illustrée sur les figures 4.20a et 4.20b est diminuée de 0.07mm, ce qui peut être justifié par la diminution de l'entrefer (-0.09mm). La diminution de la largeur de la rive est en revanche plus significative entre les cas de cisaillage avec E_1 et E_2 (figures 4.20b et 4.20c) : celle-ci est diminuée de 0.13mm, alors que l'entrefer est diminué de 0.095mm. L'explication vient du fait que la diminution de l'entrefer réduit le nombre d'éléments entre les lames supérieure et inférieure, notamment au début de la pénétration des lames dans la bande (figure 4.2). Ce nombre devient particulièrement faible et ne permet plus de représenter la rupture de manière précise : on dispose de plus de quatre éléments dans le cas du cisaillage avec E et d'un seul élément dans le cas de E_2. En terme de représentativité du champ de déformation plastique équivalente (de contrainte équivalente et d'endommagement qui en découlent), les limites du modèle de cisaillage sont donc atteintes avec des valeurs faibles de l'entrefer.

4.5.2 Influence du diamètre du cylindre de travail sur l'état des rives déformées

Dans la section 4.4, la configuration du banc d'essais expérimental a été reproduite numériquement, et entre autres le diamètre du cylindre de travail. Comme décrit dans le chapitre 2 et en introduction de cette section, le cylindre utilisé sur l'URT provient d'un cylindre de travail industriel en fin de vie et rectifié. Son diamètre s'inscrit donc au plus bas de la plage de valeurs admissibles comprises entre 56mm et 66mm, ce qui ne correspond qu'à des configurations rares. Dans le but de quantifier l'influence du diamètre du cylindre sur le comportement des rives durant leur déformation plastique, la configuration $G^*_{av} = 2\%$, $p^* = 30\%$ est reproduite avec un cylindre de travail dont le diamètre est maximal dans la plage de valeurs admissibles : $D = 66$mm.

La figure 4.22 montre la rive déformée dans cette nouvelle configuration, avec un agrandissement d'une zone affectée d'endommagement maximal.

Le rive obtenue après déformation plastique de la bande est similaire à celle obtenue dans la section 4.4, en terme de zones affectées d'endommagement critique, avec le même glissement en avant, le même taux de réduction et un faible diamètre de cylindre de travail. En revanche, dans cette configuration, le nombre d'éléments ayant atteint l'endommagement critique a fortement diminué par rapport à la configuration d'essais expérimentaux : il passe de 447 à 169, soit une baisse de 62% de sites potentiels d'initiation de fissures. De plus, tous les éléments rompus n'appartiennent

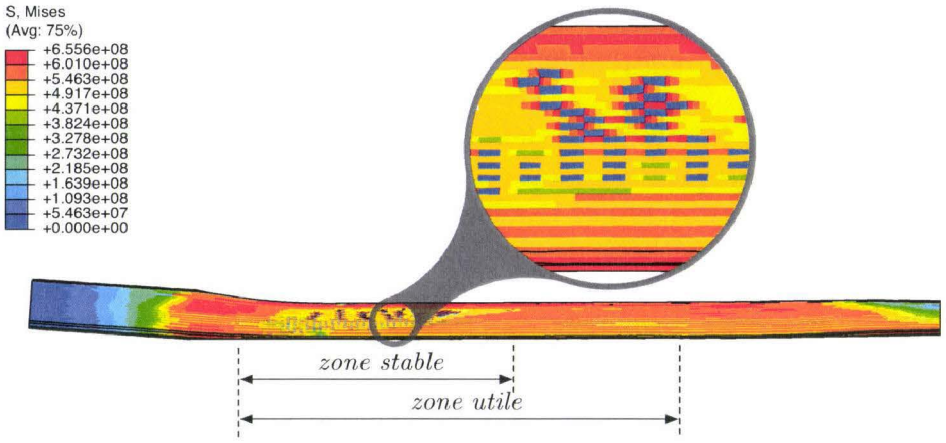


Fig. 4.22 – *Rive déformée avec un cylindre de travail d'un diamètre* $D = 66$mm *et* $G^*_{av} = 2\%$.

qu'à la peau extérieure de la rive. Le diamètre du cylindre a donc clairement une influence sur le comportement des rives à la déformation, qui semble aller dans le sens de rendre les rives « sûres ».

Comme dans la section 4.4, deux jeux d'éléments, et donc de points d'intégration, sont sélectionnés dans la partie cisaillée et la partie arrachée de la bande, les mêmes que ceux sélectionnés précédemment (figure 4.16). Les mêmes variables mécaniques sont suivies au cours de la durée de simulation et tracées et comparées à celles des graphes de la figure 4.18 et 4.19. L'évolution de ces variables dans la zone cisaillée et arrachée est tracée sur les graphes des figures 4.23 et 4.24 respectivement.

Le graphe de la figure 4.23 montre que, dans la partie cisaillée, l'augmentation du diamètre du cylindre de travail fait tendre le comportement des éléments suivis vers celui observé sur les résultats de la simulation avec $G^*_{av} = 10\%$ (avec un faible diamètre de cylindre), autant pour le taux de triaxialité que pour la déformation plastique équivalente et donc, par conséquent, il en est de même pour l'endommagement. Ce constat est similaire pour la partie arrachée : le graphe de la figure 4.24 montre que les variables suivies ont la même allure et que les valeurs finales sont très proches de celles obtenues sur les résultats de la simulation avec $G^*_{av} = 10\%$, avec un faible diamètre de cylindre de travail.

Pour cette configuration du modèle d'éprouvette URT, l'augmentation du diamètre du cylindre de travail provoque logiquement une augmentation de la longueur de contact bande/cylindre, qui passe de $L_{D56} = 6.19$mm à $L_{D66} = 6.72$mm, soit une augmentation de 8.6%. La prise de fer se fait de manière plus progressive et limite les concentrations de contraintes dans l'emprise. Pour illustrer ce phénomène, un nouveau jeu d'éléments est sélectionné dans la zone cisaillée. Cette fois, ce jeu

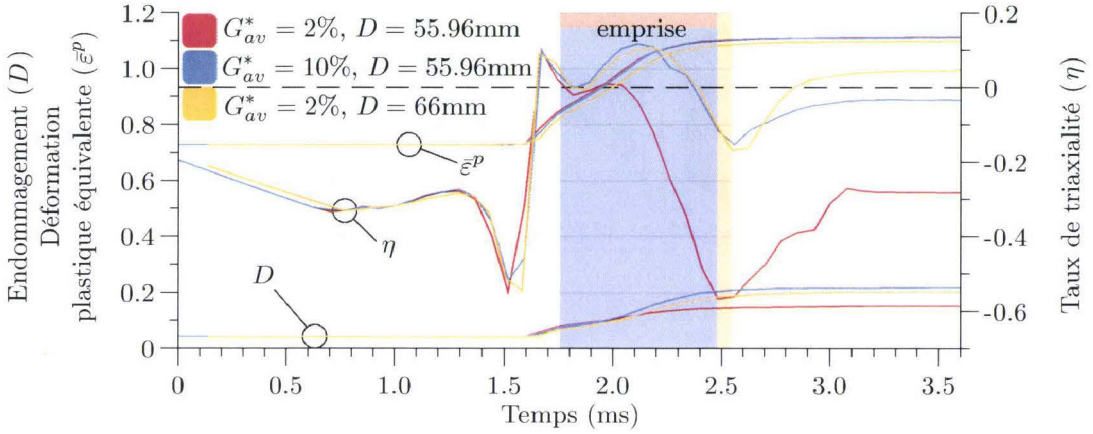


Fig. 4.23 – *Suivi du taux de triaxialité, de l'endommagement et de la déformation plastique équivalente en fonction du temps dans la zone cisaillée B (cas d'un diamètre de cylindre de* 66mm*).*

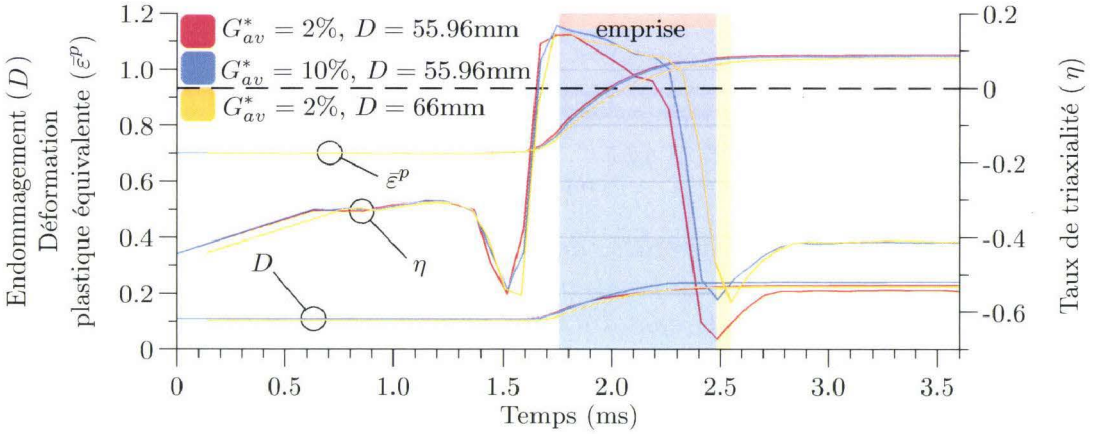


Fig. 4.24 – *Suivi du taux de triaxialité, de l'endommagement et de la déformation plastique équivalente en fonction du temps dans la zone arrachée C (cas d'un diamètre de cylindre de* 66mm*).*

d'éléments n'est pas situé sur la peau extérieure de la rive mais un niveau avant, comme illustré sur la figure 4.25.

Comme précédemment, les valeurs moyennées au cours du temps sont tracées pour les trois configurations de diamètre de cylindre et de glissement en avant, et sont tracées sur le graphe de la figure 4.26.

Comme le montre le graphe de la figure 4.26, le comportement de la rive déformée

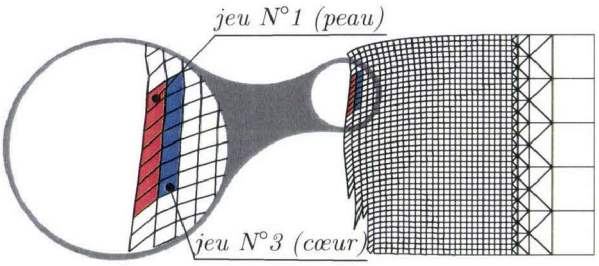


Fig. 4.25 – *Localisation des éléments suivis pour l'étude de l'influence du diamètre du cylindre de travail.*

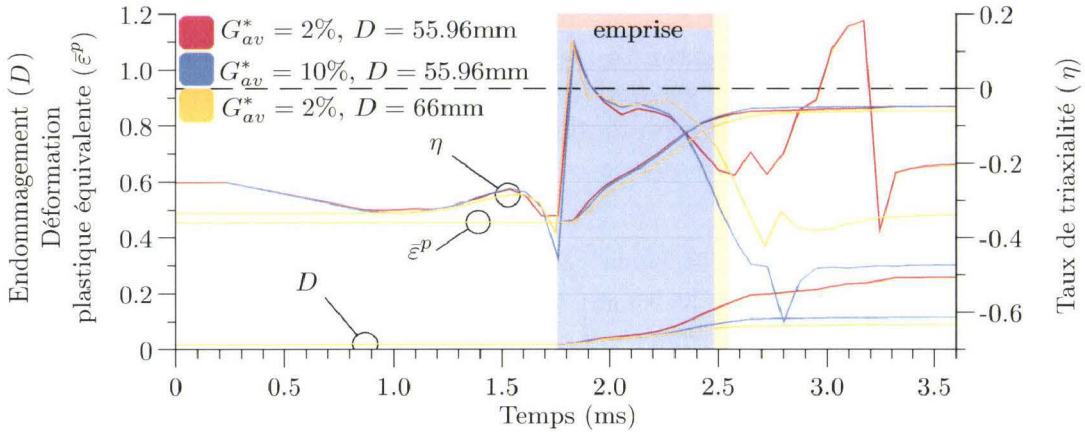


Fig. 4.26 – *Suivi du taux de triaxialité, de l'endommagement et de la déformation plastique équivalente en fonction du temps à cœur dans la zone cisaillée B (cas d'un diamètre de cylindre de* 66mm*).*

avec un cylindre d'un diamètre de 66mm diffère cette fois fortement du comportement observé pour les configurations avec un diamètre de cylindre de 55.96mm. Le taux de triaxialité a en effet toujours la même allure mais dans ce cas, sa valeur se stabilise sur une plus grande partie de l'emprise à un taux de triaxialité proche de zéro. En approchant de la sortie de l'emprise, sa valeur chute fortement (comme pour les autres configurations) et sort de l'emprise avec une valeur identique à celle observée pour un glissement en avant $G^*_{av} = 2\%$ et un cylindre de 56mm de diamètre.

Donc, pour un glissement en avant donné ($G^*_{av} = 2\%$), le taux de triaxialité

- est identique en début d'emprise ;
- diminue moins en milieu d'emprise dans le cas d'un grand diamètre de cylindre ;
- reste constant jusqu'en sortie d'emprise, instant auquel il atteint la même valeur quel que soit le diamètre du cylindre.

L'effet du diamètre du cylindre de travail est donc ressenti au milieu de l'emprise, zone dans laquelle le taux de triaxialité est proche de zéro, ce qui limite l'évolution de l'endommagement. Le tracé de la variable d'endommagement sur le graphe de la figure 4.26 le montre : on constate dans le cas d'un glissement en avant $G^*_{av} = 2\%$ et pour un faible diamètre de cylindre une augmentation soudaine de l'endommagement avec la chute du taux de triaxialité. Dans le même temps, la déformation plastique équivalente évolue moins vite (effet également du diamètre du cylindre de travail) ce qui ajoute au faible accroissement de l'endommagement dans le cas d'un grand cylindre de travail.

4.6 Discussion

La simulation du procédé de cisaillage de rives est effectuée sur un modèle en déformations planes. La rupture est simulée par la méthode de suppression d'éléments, qui devrait être utilisée plus comme un indicateur d'initiation de fissures que pour déterminer une direction de propagation, et donc un profil cisaillé et arraché. Une méthode plus efficace, la méthode des éléments finis étendus (XFEM, eXtended Finite Element Method), permet de modéliser l'initiation et la propagation d'une fissure dans un élément dont les fonctions de formes permettent sa séparation en deux parties. Cependant, l'implémentation de cette méthode dans ABAQUS est incompatible avec les comportements matériaux utilisateur (VUMAT), notamment pour les critères d'initiation et de propagation des fissures. De plus, l'application de la stratégie mise en place dans la section 4.3 n'est pas possible puisque les nœuds supplémentaires inclus dans les éléments étendus sont purement virtuels.

La suppression d'éléments est donc une solution simple et largement utilisée, mais pour laquelle la taille de maille et la forme des éléments sont deux facteurs prépondérants dans la simulation de la rupture. Le modèle de cisaillage créé dans ce chapitre a en effet montré quelques limites en simulant la diminution de l'entrefer. De plus, hormis le coût de calcul, la diminution de la taille de maille va à l'encontre du caractère phénoménologique adopté pour le modèle de comportement mécanique. Avec la stratégie de modélisation développée, il n'est donc pas possible d'obtenir un faciès cisaillé plus réaliste et donc d'évaluer son influence sur l'apparition de défauts lors de la déformation de la rive.

Le modèle de comportement choisi, notamment le modèle d'endommagement de Lemaitre, a largement été utilisé dans la modélisation des procédés de poinçonnage et de refendage, avec succès. Il laisse en effet une liberté d'évolution de la variable d'endommagement pour des taux de triaxialité faibles ou négatifs, à l'inverse des modèles microscopiques type Gurson modifié (GTN, Li *et al.* [LI10]).

S'il est évident que le procédé de cisaillage provoque de faibles taux de triaxialité dans la zone de rupture, le modèle d'éprouvette URT génère également des champs de contraintes de cisaillement importants (faible taux de triaxialité) notamment dans le plan yz, comme illustré sur la figure 4.27 dans le cas de l'éprouvette ST,

$G^*_{av} = 10\%$.

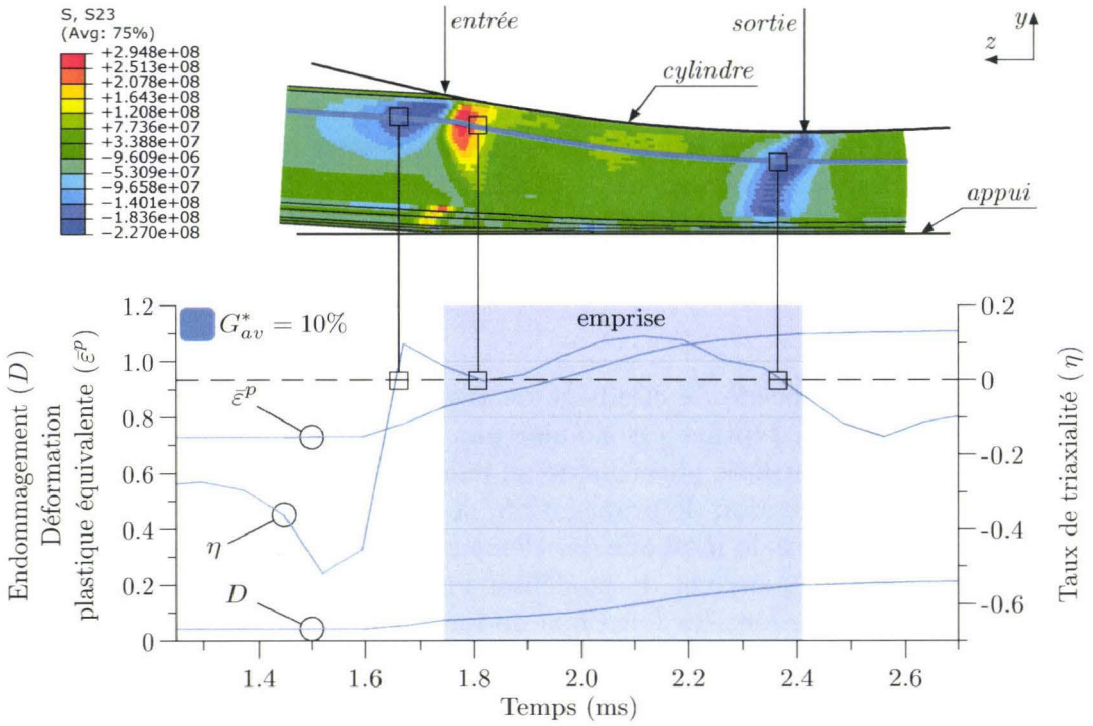


Fig. 4.27 – *Champs de cisaillement dans le plan yz au niveau de l'emprise (modèle ST, $G^*_{av} = 10\%$).*

La figure 4.27 montre en effet que deux zones de la rive sont particulièrement sollicitées en cisaillement : l'entrée et la sortie de l'emprise. On remarque en effet un fort gradient de contraintes dans l'entrée, les valeurs extrêmes du cisaillement étant non négligeables ($-227\text{MPa} \leq \tau_{xy} \leq 295\text{MPa}$). En sortie d'emprise, on constate également une forte contrainte de cisaillement mais le gradient est moins élevé.

La variable d'endommagement dans la zone cisaillée de la rive est mise en regard de la rive, avec les variables qui affectent son évolution (figure 4.27). Le graphe montre que lorsqu'une zone de cisaillement est atteinte, ce qui correspond à un taux de triaxialité faible ou nul, la variable d'endommagement D n'est pas affectée. Les contraintes de cisaillement dans la rive ne sont donc peu ou pas prises en compte par le modèle d'endommagement. À cause de cette limitation, le modèle tel qu'il a été défini peut avoir tendance à sous estimer l'endommagement dans les rives et donc les sites potentiels de fissuration.

Enfin, même si la méthode de simulation de la rupture reste grossière par rapport aux phénomènes observés expérimentalement, la densité d'énergie dissipée plastiquement dans les éléments rompus a été observée et n'a montré aucune tendance

clairement identifiable, de sorte qu'il aurait été possible d'estimer une énergie disponible pour la création de surfaces lors de l'ouverture d'une fissure. En effet, lorsqu'un élément est rompu, c'est approximativement toujours le même volume de matière qui est supprimé du maillage, et donc sensiblement la même énergie qui est libérée. À l'échelle du modèle complet, l'historique des énergies enregistre en effet un saut dans le bilan énergétique de la simulation lors de l'apparition du premier site potentiel de fissuration. Cette situation n'est que transitoire : l'apport d'énergie dans le bilan global est moins visible dans la suite de la simulation, annihilé par la stabilisation qui s'installe grâce à la rupture d'autres éléments dans le modèle.

4.7 Conclusions

Ce chapitre a pour but de comprendre les phénomènes observés expérimentalement par l'analyse fine du comportement des rives durant leur déformation plastique. Pour y parvenir, il est nécessaire de reproduire la phase de cisaillage puis de déformation plastique de la bande en conservant l'historique mécanique de la rive cisaillée. Basée sur les hypothèses de continuité et de régularité du procédé de cisaillage en termes de profil et d'état mécanique de l'acier cisaillé, une stratégie de modélisation est mise en place pour faire la transition entre le modèle de cisaillage en deux dimensions et le modèle d'éprouvette URT, tridimensionnel.

La première partie de ce chapitre est consacrée à la création du modèle de cisaillage de rives puis à l'évaluation des critères de rupture implémentés au chapitre précédent. Ces critères sont évalués en termes de prédiction de la rupture, de détermination qualitative des zones cisaillées et arrachées et de reproduction de l'étendue de la zone affectée par l'écrouissage dû au cisaillage. À l'issue de ces trois évaluations, un critère est retenu : le critère en déformation plastique équivalente à rupture, Shear Failure. C'est en effet ce critère, de formulation particulièrement simple, qui offre la meilleure corrélation et procure à la rive cisaillée des mailles moins distordues qu'avec les autres critères.

La deuxième partie de ce chapitre est consacrée à la présentation et à l'application de la stratégie adoptée pour l'importation non seulement de la géométrie cisaillée mais aussi de l'état mécanique de l'acier après cisaillage. Pour la géométrie du modèle, en effectuant l'hypothèse de continuité du procédé de cisaillage, les nœuds du modèle de cisaillage sont reproduits uniformément dans la troisième direction de l'espace. Les éléments initialement plans sont transformés en éléments volumiques, avec le même nombre de points d'intégration de Gauss. Pour l'importation de l'état d'endommagement et de déformation plastique équivalente de l'acier, les résultats issus de la simulation du cisaillage de rive sont obtenus aux points d'intégration pour chaque élément sélectionné. Ces valeurs sont ensuite réinjectées dans autant de cartes matériaux que d'éléments sélectionnés. Enfin, les conditions aux limites sont appliquées : le modèle créé est ainsi fidèle aux simulations expérimentales.

La troisième partie de ce chapitre met en application le modèle d'éprouvette URT créé dans la partie précédente, dans un premier temps dans le but d'évaluer

la représentativité des hypothèses émises et la qualité du modèle créé. Les configurations ST et TH sont reproduites, avec un faible glissement en avant et un taux de réduction identique à celui utilisé expérimentalement. La validité de la stratégie adoptée est confirmée par l'analyse des rives déformées, qui montrent le même état que lors des essais expérimentaux : des sites potentiels de fissuration sont matérialisés dans le cas des éprouvettes ST tandis que l'éprouvette numérique TH ne manifeste aucun signe de rupture. L'influence du glissement en avant sur l'état des rives déformées est ensuite analysée. Deux configurations sont considérées, correspondant aux deux glissements en avant expérimentaux. La rupture étant supposée être initiée par l'endommagement ductile de la rive, les variables qui entrent dans sa définition sont analysées et comparées pour chaque configuration. Les résultats montrent qu'il n'est pas possible de déterminer l'influence du glissement en avant sur l'ouverture des fissures, comme constaté expérimentalement. Le nombre de sites potentiels d'initiation de fissures relevés dans les deux configurations est très proche et la taille des éléments est trop importante pour corréler une hypothétique fissuration de quelques dizaines de micromètres de largeur. Néanmoins, la localisation de ces sites potentiels est trouvée changée en fonction du glissement en avant. En effet, lorsque ce dernier a une valeur élevée, l'observation des variables mécaniques au cours de la simulation montre que le taux de triaxialité est favorable à l'augmentation de l'endommagement dans la zone cisaillée. L'adoucissement de la contrainte provoquée par l'endommagement dans et par la rupture d'autres éléments dans la zone cisaillée limite la propagation des contraintes vers la partie arrachée de la rive, laquelle ne présente aucun signe de fissuration. L'influence du glissement en avant sur la localisation de l'initiation de fissures est donc clairement mise en évidence, et un lien pourrait être fait entre la concentration des sites potentiels détectés et la profondeur des fissures. Cependant, aucune corrélation avec l'expérience n'a pu être effectuée.

La quatrième partie de ce chapitre est consacrée à l'exploitation des modèles éléments finis pour l'étude de configurations différentes de celles pratiquées expérimentalement. Dans un premier temps, le chapitre 1 a en effet permis d'illustrer, par le biais d'une étude statistique, l'influence de l'entrefer sur l'état d'écrouissage des rives après cisaillage. Par conséquent, deux configurations du modèle de cisaillage sont étudiées, pour lesquelles l'entrefer vaut 80% et 60% de l'entrefer industriel. Les résultats montrent que même si l'étendue de la zone écrouie n'est pas diminuée, la réduction de l'entrefer permet de concentrer la déformation plastique au niveau de la surface cisaillée. Ceci semble donc constituer un état favorable à la préservation de la qualité des rives. Dans un deuxième temps, sur le modèle de déformation d'éprouvette URT, le diamètre du cylindre de travail est augmenté de manière à le placer au plus haut de la plage admissible sur le laminoir industriel, à l'inverse des configurations traitées dans le reste du mémoire. Les résultats du calcul éléments finis montrent que le nombre de sites potentiels d'initiation de fissures est diminué de 60%, avec des éléments rompus uniquement sur la peau de la rive déformée. Le suivi au cours de la simulation des variables dont l'endommagement dépend a mon-

tré que l'augmentation du diamètre du cylindre, et donc de la surface de contact bande/cylindre, a un effet majeur sur le taux de triaxialité. Sa valeur dans l'emprise est plus faible que pour un cylindre de petit diamètre. Le ralentissement de l'évolution de la déformation plastique équivalente dû au diamètre du cylindre est également favorable au ralentissement de l'évolution de l'endommagement, traduit par un nombre d'éléments rompus plus limité. Ce dernier modèle numérique montre également que le banc d'essais expérimental, utilisé avec un diamètre de cylindre minimal, soumet les rives cisaillées à des conditions de contact plus sévères que la majorité des cas rencontrés industriellement.

En dernière partie de ce chapitre, une analyse critique à la fois du modèle de comportement et des modèles éléments finis est effectuée, et montre les limitations de la stratégie globale de modélisation. Ces limitations sont dans un premier temps d'ordre géométrique ; la taille de maille utilisée et la méthode de simulation de la rupture ne permettent pas notamment de corréler une ouverture de fissure. Le faciès cisaillé est globalement bien reproduit. Il n'est cependant pas possible avec notre modèle de reproduire très finement les angles et la géométrie de cisaillage à l'échelle mésoscopique.

La pertinence du modèle d'endommagement est également discutée, notamment l'effet quasi-nul des contraintes de cisaillement, pourtant importantes, sur la variable d'endommagement. Ce constat montrerait donc que le modèle numérique est moins sévère que le banc d'essais expérimental.

Conclusion générale

Conclusion

L'étude présentée dans ces travaux de thèse concerne le défaut de dents de scie en rive ainsi que les procédés industriels qui prennent part dans son apparition. Le premier procédé impliqué dans la création du défaut est le cisaillage de rives, qui constitue aussi la première étape de mise en forme du produit après le laminage à chaud. Il permet de mettre les bobines à la largeur finale et de les rendre exemptes de défauts en rive dus au procédé amont. Une fois les rives cisaillées, les bobines sont laminées à froid grâce à un laminoir de type Sendzimir à 20 cylindres. Durant le laminage de la bobine, le défaut de dents de scie est révélé : il se matérialise par des excroissances de matière au niveau des rives de la bande et lui confèrent donc un aspect en dents de scie. Ce défaut est particulièrement critique puisqu'il peut conduire à la détérioration des procédés avals et au refus du produit par le client final. Le produit est donc généralement déclassé, avant même son passage sur les lignes de fabrication en aval. La perte occasionnée par ce défaut est donc particulièrement pénalisante.

Les motivations industrielles à la base de ces travaux sont donc la détermination des causes à l'origine du défaut de dents de scie et ainsi la connaissance des paramètres techniques sur lesquels agir pour le supprimer.

Les verrous scientifiques abordés dans cette thèse sont d'une part la modélisation expérimentale et numérique du comportement des rives cisaillées laminées, et d'autre part la caractérisation de l'endommagement du matériau couplé à son comportement lors de cet enchaînement de procédés.

Le premier chapitre de cette étude est consacré à la définition du défaut de dents de scie et à la présentation des procédés impliqués dans leur création. L'analyse des coupes du défaut attaquées chimiquement montre une modification de l'orientation des grains de l'acier, dénotant un écoulement de matière dans le sens de la largeur de la rive. Le développement du défaut est accompagné de fissuration à 45°.

La morphologie des dents de scie est ensuite analysée par le biais d'une étude statistique sur un nombre conséquent de dents de scie, provenant de trois nuances d'acier différentes. Les résultats ont montré dans un premier temps que la morphologie du défaut est dépendante de la ductilité de l'acier : une nuance ductile produit de manière générale un défaut dont le rapport hauteur/épaisseur de bande tend vers

un. À taux de réduction de l'épaisseur constant, le défaut sera donc plus développé avec l'accroissement de la ductilité du matériau.

L'influence des paramètres de coupe est ensuite analysée, notamment l'entrefer. C'est en effet à partir de ce paramètre que le croisement des lames et l'angle de coupe sont ajustés, de manière implicite. Là encore, une étude statistique est menée dans le but de quantifier l'influence de l'entrefer sur la conformité des bobines laminées, en termes de présence ou non de défauts en rives. Cette analyse révèle que plus l'entrefer est faible, plus la qualité des rives laminées est favorisée. Toujours au niveau de l'entrefer, les échantillons de rives cisaillées prélevés pour trois niveaux de vie des lames de la cisaille sont analysés. Des filiations en microdureté sont effectuées le long de la surface découpée et montrent clairement l'influence de l'entrefer sur l'état mécanique de l'acier : plus les lames de la cisaille sont usées plus le taux d'écrouissage de la rive est élevé. L'allure globale des profils de dureté est toutefois conservée, un simple décalage est observé. Le profil d'une lame en fin de vie est finalement analysé ; il révèle que l'usure peut augmenter de manière significative l'entrefer, et donc augmenter le niveau d'écrouissage des rives cisaillées.

Il est donc clair que le procédé de cisaillage a une influence particulièrement négative sur la rhéologie de l'acier.

Le but du deuxième chapitre est de déterminer expérimentalement l'influence des procédés de cisaillage et de laminage sur le comportement d'éprouvettes de rives cisaillées industriellement. Cette étude est menée sur un simulateur expérimental qui permet de reproduire les conditions de contact industrielles rencontrées en laminage : l'Upsetting Rolling Test (URT).

L'influence du procédé de cisaillage sur l'aspect des rives est relative à leur écrouissage initial. Deux configurations d'état mécanique des rives sont étudiées. La première configuration considère les rives traitées thermiquement, pour en réduire l'écrouissage (-20%), tandis que la deuxième les considère telles qu'elles ont été prélevées. Au niveau du procédé de laminage, deux valeurs extrêmes du glissement en avant sont choisies pour les deux configurations d'état mécanique des éprouvettes. La première valeur place le point neutre proche de la sortie de l'emprise, ce qui correspond au cas industriel. La deuxième valeur le place proche du centre, limitant ainsi l'influence du coefficient de frottement bande/cylindre sur les efforts tangentiels au niveau du cylindre de l'URT. Enfin, les éprouvettes sont déformées plastiquement en deux passes pour la configuration avec historique complet du matériau, et trois passes pour la configuration avec éprouvettes traitées thermiquement.

Les observations au MEB ainsi qu'au rugosimètre 3D après trois passes de déformation des éprouvettes traitées thermiquement ne révèlent aucun défaut, quel que soit le glissement en avant appliqué. Dans le cas des éprouvettes déformées directement après cisaillage, les analyses révèlent des fissures dont la largeur est quantifiée à l'aide du rugosimètre 3D : dans le cas d'un faible glissement en avant (condition industrielle), la largeur des fissures est près de deux fois supérieure à celle mesurée pour un glissement en avant important, après deux passes de réduction. Des coupes

dans l'épaisseur des éprouvettes montrent que l'aspect que procurent ces fissures à la rive est particulièrement proche du défaut de dents de scie, à un stade moins développé dû au nombre de passes, plus faible qu'en configuration industrielle.

On peut donc conclure de ces deux campagnes d'essais qu'au niveau du cisaillage, la géométrie seule n'est pas à l'origine de la création des fissures et que l'écrouissage des rives conditionne fortement leur l'intégrité. Au niveau des conditions de contact en laminage, le traitement thermique a pour conséquence d'annihiler l'effet du glissement en avant sur les rives, constaté dans le cas des éprouvettes déformées directement après cisaillage.

Les observations effectuées au deuxième chapitre ne peuvent relever que du constat, puisqu'il nous est impossible d'analyser le comportement des éprouvettes durant une passe de déformation. En conséquence, une étude numérique est menée pour comprendre quels sont les phénomènes mécaniques à l'origine de la fissuration de rives. De plus, les campagnes d'essais ont montré que la rhéologie initiale des éprouvettes est déterminante pour l'analyse fine du défaut. Il est donc nécessaire de simuler numériquement la séquence complète cisaillage-déformation plastique des éprouvettes, et de conserver l'historique du matériau entre ces deux phases. Au niveau du comportement mécanique de l'acier, le cisaillage de rives conduit à la rupture ductile. Il est donc nécessaire de prendre en compte les phénomènes de plasticité en grandes déformations, d'endommagement et de rupture.

Dans le troisième chapitre, un modèle de comportement est développé puis implémenté. Il prend en compte l'élastoplasticité de l'acier fortement couplée à l'endommagement ductile de Lemaitre, l'ensemble étant basé sur l'hypothèse d'isotropie de l'acier. L'identification de ce type de modèle par méthode inverse conduit généralement à des valeurs d'endommagement à rupture faible, à cause de la striction, parfois ajoutée à la localisation des déformations, qui font chuter les efforts. La surestimation de la striction est due au fait qu'en présence d'endommagement, le volume apparent d'un volume élémentaire représentatif du matériau est modifié par la cavitation. Le modèle développé est donc enrichi de la prise en compte de ce changement de volume via une variable phénoménologique appelée « coefficient de Poisson plastique ». Cette variable est calibrée par la stéréo-corrélation d'images sur une série d'essais de traction qui permet d'en identifier l'évolution en fonction de la déformation équivalente. Côté implémentation, cette variable est prise en compte par l'utilisation d'un potentiel plastique non-associatif.

L'algorithme d'optimisation de Levenberg-Marquardt est implémenté pour la détermination des variables mécaniques qui régissent le comportement de l'acier. L'identification est effectuée sur les courbes effort-déplacement issues des essais de traction. Le modèle développé est ensuite validé grâce à la comparaison des champs locaux de déformations longitudinales et transversales provenant de la stéréo-corrélation d'images. L'étape de validation montre que le modèle développé fournit une représentativité de très haut niveau par rapport à un modèle élastoplastique de von

Mises couplé à l'endommagement de Lemaitre, notamment sur la prédiction des déformations transversales.

Pour représenter la rupture ductile de la bande lors de son cisaillage, quatre critères de rupture sont choisis à partir d'une revue bibliographique, puis implémentés. Ces critères sont celui de Cockcroft-Latham, de Oh *et al.*, de Brozzo *et al.* et le Shear Failure ; ils font partie des critères les plus utilisés pour la simulation de la découpe des tôles en général. Ces quatre critères travaillent en parallèle du modèle d'endommagement de Lemaitre. La bibliographie ne permettant pas à ce stade de faire un choix déterministe quant à un critère en particulier, l'un d'eux sera retenu au quatrième chapitre, au cours d'une étape de validation. Ils sont calibrés sur le modèle numérique de l'éprouvette de traction, dont la taille de maille est identique à celle utilisée pour le modèle de cisaillage.

Dans le quatrième chapitre, le modèle de cisaillage est dans un premier temps créé, en faisant l'hypothèse de déformations planes. À partir de ce modèle éléments finis, les critères de rupture implémentés au chapitre précédent sont éprouvés et évalués de manière qualitative quant à leur capacité à simuler la rupture. En plus de la prédiction de la séparation de la rive de sa chute, deux moyens de comparaison sont à notre disposition. Le premier est la mesure de l'étendue de la zone écrouie, à comparer aux mesures de microdureté effectuées sur des rives cisaillées. Le deuxième est la quantification de la hauteur de la zone cisaillée, qui est évaluée à partir des courbes efforts–pénétration des lames dans la bande, puis comparée aux mesures expérimentales. À l'issue de cette étape de validation, il apparaît que le critère Shear Failure est le plus apte à représenter ces critères de comparaison ; ce dernier est donc conservé pour la suite de l'étude.

L'étude des défauts en rive passe inévitablement par la modélisation tridimensionnelle d'une éprouvette URT. Le modèle de cisaillage étant bidimensionnel, une stratégie de modélisation est mise en place pour la création d'un modèle d'éprouvette en trois dimensions. Cette stratégie s'appuie sur l'hypothèse d'isotropie, déjà adoptée au troisième chapitre, et sur l'hypothèse de régularité du procédé de cisaillage de rive. Ces conditions étant posées, le maillage cisaillé est extrudé uniformément dans la troisième direction de l'espace, de même pour l'état mécanique de l'acier après cisaillage.

Le modèle d'éprouvette créé est dans un premier temps utilisé pour valider la stratégie de modélisation mise en œuvre et la sensibilité du modèle éléments finis. Les configurations expérimentales relatives à l'état mécanique de la bande sont reproduites numériquement avec un glissement en avant faible (cas le plus favorable à l'ouverture des fissures). La représentation de la baisse d'écrouissage expérimentale de -20% est ici représentée en appliquant un coefficient de 0.8 aux champs de déformation plastique équivalente après cisaillage. À l'issue de cette phase de validation, les phénomènes observés expérimentalement sont corrélés numériquement : des zones rompues sont détectées pour le modèle avec l'historique matériau complet tandis que la rive est saine dans le deuxième cas.

La méthodologie mise en œuvre étant validée, le modèle d'éprouvette URT est ensuite utilisé pour la compréhension des phénomènes qui conduisent à l'initiation de fissures en rives. L'influence du glissement en avant, défini comme fortement influant sur l'ouverture des fissures, est en conséquence analysée. Il apparaît au terme des simulations que dans le cas d'un grand glissement en avant, le taux de triaxialité dans la zone cisaillée est favorable à l'évolution de l'endommagement. Des sites potentiels d'initiation de fissure sont en effet visualisés uniquement dans cette zone. Mécaniquement, ce phénomène est expliqué par un affaiblissement important de la zone supérieure de la rive dans le cas d'un grand glissement en avant, qui limite la propagation des efforts vers le bas de la rive et la préserve. Dans la zone arrachée, le glissement en avant a en revanche peu d'influence. Dans le cas d'un faible glissement en avant, c'est approximativement le même nombre de sites qui sont détectés, mais on en trouve cette fois dans la zone arrachée.

Ces résultats ne permettent pas d'être aussi catégorique que dans le deuxième chapitre sur l'effet du glissement en avant sur la qualité finale des rives. Son influence sur le taux de triaxialité est en revanche avérée, elle est illustrée au travers d'une nouvelle simulation, avec un diamètre de cylindre plus important que celui de l'URT et le même glissement en avant industriel. Dans ce cas, le taux de triaxialité est considérablement réduit dans l'emprise et le résultat sur la rive est une forte diminution du nombre de sites potentiels d'initiation de fissures.

Côté cisaillage de rive, la réduction de l'entrefer par rapport aux standards industriels montre que l'étendue de la zone affectée de déformations plastiques n'est pas réduite, mais que ces déformations sont concentrées au niveau de la surface découpée. Par extrapolation, même si les fissures ne seront pas éliminées, ceci devrait conduire là encore à une diminution du risque de fissuration.

L'ensemble de ces travaux a permis de créer un modèle prédictif permettant de détecter les sites potentiels d'initiation de fissures dans le cas de la séquence cisaillage-laminage des tôles d'acier.

D'un point de vue industriel, ces travaux ont permis d'analyser finement l'influence qu'a le cisaillage de rives sur l'apparition du défaut de dents de scie durant le laminage à froid des bobines. Les standards de cisaillage pourraient être revus dans le futur afin de limiter l'apparition du défaut. Ceux-ci sont actuellement basés sur l'imposition d'une valeur d'entrefer telle que le rapport de la hauteur de la zone cisaillée sur l'épaisseur de la bande avoisine 1/3. Les résultats de cette étude tendent à montrer que ce rapport devrait être augmenté, pour limiter le degré d'écrouissage des rives et concentrer les déformations importantes proches de la surface découpée.

Au niveau du laminage à froid, la marge de manœuvre est particulièrement limitée. En effet, la valeur haute du glissement en avant utilisée sur l'URT n'est pas réaliste et provoquerait, sur le laminoir industriel, des problèmes de qualité des surfaces en contact avec les cylindres. En revanche, l'utilisation de cylindres de travail de diamètre important est bien sûr envisageable. La surface de la tôle en contact

avec les cylindres s'en trouverait augmentée de sorte que la triaxialité des contraintes dans l'emprise serait moins favorable à l'endommagement ductile, et donc à la création de défauts potentiels en rive. De plus, la diminution du taux de réduction total de la bande, liée à l'épaisseur brute pour une épaisseur laminée cible, réduirait le développement du défaut, notamment lors du laminage de nuances d'acier ductiles.

D'un point de vue scientifique, la stratégie adoptée pour la modélisation de la séquence expérimentale a fait preuve d'un certain degré de sensibilité à la déformation plastique équivalente et à l'endommagement. Ces résultats illustrent en partie le bien-fondé des hypothèses sur lesquelles elle est basée. La prise en compte de la variation de volume due à l'endommagement améliore également de manière significative la pertinence des résultats. Ceci constitue une utilisation originale du modèle d'endommagement de Lemaitre, pour deux raisons. La première concerne la prise en compte d'un coefficient de Poisson plastique, qui est généralement appliqué aux polymères. La deuxième se situe au niveau de l'implémentation d'un potentiel plastique non-associatif, généralement utilisé pour les polymères et les bétons. Du point de vue de la rupture, l'évolution du critère de rupture en parallèle de celle de l'endommagement est un compromis efficace pour la modélisation de la rupture ductile, dès lors que l'endommagement n'est pas prépondérant (faibles taux de triaxialité, chargement à dominante compressive) dans les procédés simulés.

Perspectives

Les travaux exposés dans ce mémoire permettent à ce stade d'envisager des solutions préventives pour la préservation de la qualité des rives. Toutefois, le traitement thermique de la rive cisaillée n'a pas été évoqué en tant qu'action à mener pour la diminution du défaut de rives. Le traitement thermique des rives, appliqué lors des essais expérimentaux, constitue pourtant une solution efficace pour supprimer le défaut. Cependant, les conditions dans lesquelles ce traitement a été effectué ne sont pas compatibles avec les contraintes industrielles de production : 35mn de montée en température, 35mn de maintien, puis refroidissement lent en étuve. La ligne de décapage-cisaillage de Myriad est cadencée à $1 m.s^{-1}$ ce qui exclut de tels temps de traitement.

Il s'agirait donc dans un premier temps de déterminer s'il existe un couple temps–température de traitement compatible avec les vitesses de lignes, et qui permette une diminution suffisamment importante de l'écrouissage des rives. Un refroidissement lent est également nécessaire pour ne pas générer de phénomène de trempe.

Si ces verrous techniques venaient à être levés, la différence de ductilité entre les rives et le cœur de la bande risquerait de générer un phénomène de « rives longues », c'est-à-dire l'allongement plus important de la bande en rive qu'à cœur. Il conviendrait donc de pouvoir quantifier le risque de créer ce phénomène et l'impact sur les procédés avals.

D'un point de vue scientifique, la méthode de simulation de la rupture (suppression d'éléments) et la méthode des éléments finis en général ne permettent théoriquement de prédire que des sites potentiels d'initiation de fissures. C'est de cette manière que l'analyse des résultats des modèles d'éprouvettes URT ont été interprétés et discutés.

Cependant, pour parvenir à ces modèles, il a été nécessaire de simuler la découpe de la tôle, en utilisant la méthode de suppression d'éléments. Le volume de matière supprimé est relatif à la taille de maille utilisée, et la pseudo propagation de fissure est en plus dépendante du réglage du maillage et de la forme des éléments. Pour conserver la suppression d'éléments comme simulateur de la propagation d'une fissure, l'utilisation d'une méthode de remaillage couplée à l'estimation de l'erreur de calcul commise aurait accru la précision des résultats. Une solution optimale aurait également pu être le recours à la XFEM (eXtended Finite Element Method), avec laquelle les fonctions de forme des éléments sont adaptées à la propagation d'une fissure dans un élément sans le supprimer. Cette méthode est néanmoins « jeune » dans les codes de calculs commerciaux, et ne permet pas, avec ABAQUS, d'utiliser des critères développés par l'utilisateur pour l'initiation et la propagation des fissures. Toutefois, avec de telles méthodes de simulation, la voie tribologique pourrait être investiguée, au niveau de l'usure des lames de la cisaille. Les profils acquis au rugosimètre 3D ont en effet montré un faciès d'usure peu conventionnel, dont l'effet sur la rive cisaillée mériterait d'être étudié.

Plus en amont, l'évolution du coefficient de Poisson plastique a été identifiée dans le cas d'une éprouvette de traction, pour laquelle le taux de triaxialité des contraintes vaut 1/3 sur la majorité de l'essai. Il est néanmoins probable que pour des taux de triaxialité différents, son évolution soit modifiée. De plus, le rapport des déformations transversale et longitudinale comme mesure du coefficient de Poisson plastique n'est valide que dans le cas de la traction. Il sera donc à envisager une méthode d'identification de ce paramètre qui soit indépendante du cas de chargement.

Les observations au MEB d'une rive cisaillée ont montré que les surfaces des zones cisaillées et arrachées présentent des défauts importants, liés aux mécanismes de découpe. À l'échelle mésoscopique, ces défauts sont des sites privilégiés pour l'initiation des fissures, à cause des concentrations de contraintes qu'ils peuvent provoquer. De plus, l'état mécanique de l'acier présente probablement des extremums locaux. Dans le modèle d'éprouvette URT, le maillage est réglé et l'historique du matériau cisaillé est projeté de manière uniforme. Une approche plus fine est à envisager, au niveau mésoscopique, pour analyser l'influence que peuvent avoir ces défauts de surface sur la localisation des sites d'initiation de fissures dans la rive déformée.

Enfin, du point de vue expérimental, le banc d'essais pourrait être amélioré pour pouvoir étudier le comportement des rives pendant leur déformation, notamment par interférométrie laser, par le biais de la méthode de grilles, dont la résolution spatiale est accrue par rapport à celle de la corrélation d'images.

La stéréo-corrélation d'images

A.1 But et principe général

La corrélation d'images permet de mesurer les champs de déplacement survenus sur la surface d'une éprouvette pendant sa sollicitation. Des images sont capturées durant l'essai puis elles sont traitées par le logiciel de corrélation d'images (Vic-3D, de Correlated Solutions Incorporated). Le logiciel suit le déplacement de la texture de la surface que l'on souhaite analyser puis le post-processeur calcule les champs de déformations à partir des champs de déplacements.

Le nombre de points de mesure que l'on obtient est défini par l'espacement entre les imagettes [1], dont la taille est définie en pixels. Le nombre de points de mesure disponibles est lié à la résolution des images et pourrait être comparé à autant de jauges de déformation collées sur l'échantillon. Le principe général de la corrélation d'image est illustré sur la figure A.1.

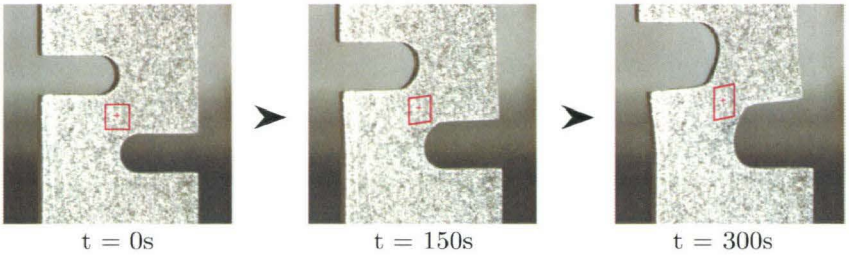


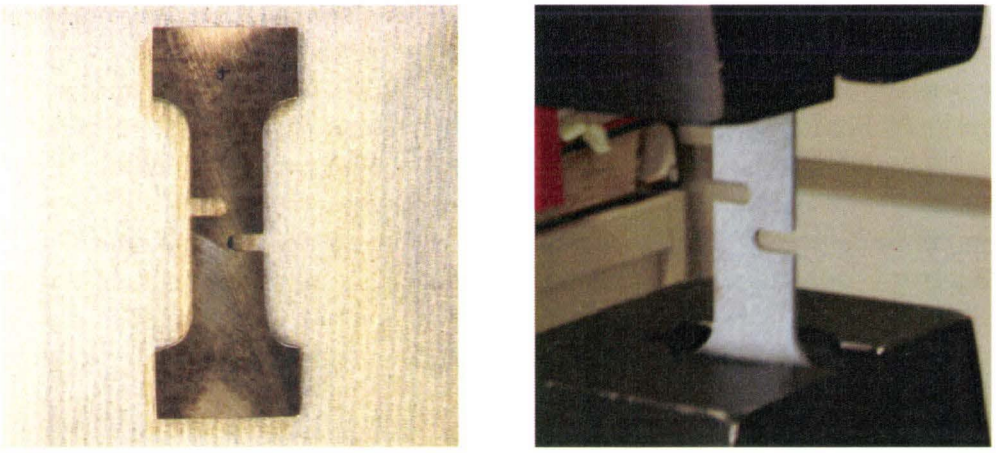
Fig. A.1 – *Principe général de la corrélation d'images – déformation d'une imagette.*

La stéréo-corrélation d'images est basée sur le même principe, à une différence près : les images sont enregistrées simultanément par deux caméras disposées à un angle de 30° environ. Ceci permet d'obtenir une information supplémentaire qui est le déplacement hors plan de l'éprouvette testée. La stéréo-corrélation d'images peut également être utilisée pour filmer à la fois la face de l'éprouvette et son épaisseur. Ainsi la section vraie de l'éprouvette peut être complètement déterminée et alimenter la méthode SEÈ, développée par Lauro *et al.* [LAU10], qui permet de déterminer une loi de comportement jusqu'à rupture en tenant compte de la section vraie.

1. « subset » en anglais, dans Vic-3D

A.2 Préparation des échantillons et acquisition des images

Pour que l'algorithme de corrélation puisse fonctionner correctement, les images doivent présenter une texture variée en niveaux de gris (codées sur 8bits, soit 256 niveaux de gris). Certains matériaux possèdent initialement une texture qui permet de remplir la plage des niveaux de gris. Pour ceux dont la texture se prête mal au calcul de corrélation d'images, il faut leur en appliquer une, en créant un mouchetis noir et blanc avec de la peinture sur la surface à analyser. La figure A.2 illustre une éprouvette de traction entaillée avant et après application du mouchetis.



a – *Éprouvette initiale.* b – *Éprouvette mouchetée.*

Fig. A.2 – *Préparation d'éprouvettes entaillées en vue de la stéréo-corrélation.*

Dans le cas de la stéréo-corrélation d'images, comme c'est le cas dans ces travaux de thèse, deux caméras sont installées et leurs objectifs sont placés à $+15^\circ$ et -15° environ de la normale à la surface à analyser, comme illustré sur la figure A.3. Le système de stéréo-corrélation est ensuite calibré grâce à une grille de points dont l'espacement est connu. Cette étape permet de positionner les images dans le repère propre aux caméras et ainsi de déterminer le repère tridimensionnel dans lequel l'éprouvette évolue.

Cette dernière étape effectuée, l'enregistrement des images est démarré, en même temps que le chargement de l'éprouvette. Pour tous les essais présentés dans ce mémoire, chaque capture d'image est espacée de 5s, ce qui offre une résolution temporelle suffisante puisque les essais sont effectués à une vitesse de 1mm.min^{-1}.

A.3 Post-traitement des images

Les images enregistrées peuvent enfin être traitées. Cette phase débute avec le choix d'une AOI (Area Of Interest), qui définit l'étendue de la surface à étudier. On

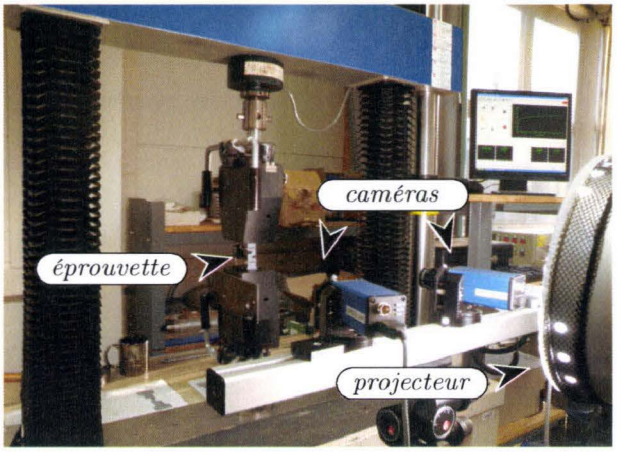


Fig. A.3 – *Positionnement du dispositif d'acquisition des images.*

choisit ensuite la taille a des imagettes, qui détermine la zone sur laquelle l'appariement temporel des images est effectué, et leur espacement δ. Ces grandeurs sont mesurées en pixels, et on les reliera facilement à une dimension en millimètres, grâce justement à l'étape de calibration du système. L'espacement entre les imagettes δ constitue la base de calcul des déformations. Il est à mettre en relation avec la taille des mailles du modèle éléments finis avec lequel les essais expérimentaux seront comparés.

La corrélation est effectuée de façon incrémentale. En effet, dans le cas des grandes déformations, comme dans un code éléments finis, le calcul des déformations est effectué entre le pas de temps actuel et le pas de temps précédent, c'est-à-dire de manière incrémentale. Ce choix est justifié par la ductilité de l'acier constitutif des éprouvettes et par le fait qu'elles sont sollicitées jusqu'à leur rupture.

La figure A.4 montre l'image initiale acquise par l'une des deux caméras pour l'essai de traction sur l'éprouvette précédente.

Le calcul de corrélation d'images peut ensuite être démarré. La méthode consiste à suivre les niveaux de gris contenus dans les imagettes pendant l'essai, à mesurer les déplacements et à calculer les déformations relatives à chaque imagette. Pour le post-processeur utilisé, les déformations sont données sous forme d'un tenseur de Lagrange. Les résultats peuvent être affichés sous forme d'isovaleurs, extraits en un point précis ou suivant un profil donné, mais toujours à partir du centre de chaque imagette. Ce point peut être apparenté à un noeud de maillage éléments finis.

Les figures A.5a et A.5b montrent un champ de déplacement hors plan et un champ de déformation en cisaillement, pour l'éprouvette de traction entaillée.

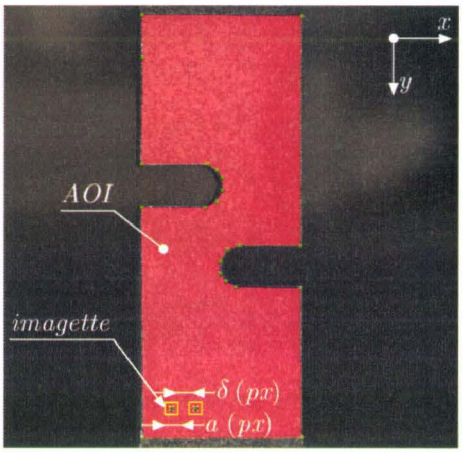
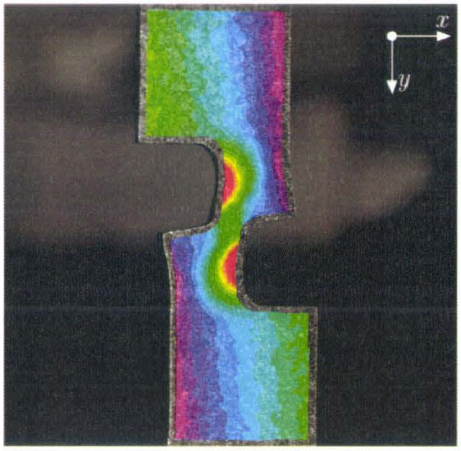
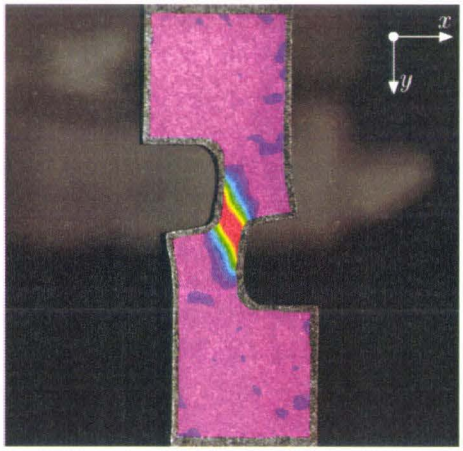


Fig. A.4 – *Illustration de l'AOI (Area Of Interest) et d'une imagette pour l'éprouvette de traction entaillée.*



a – *Champ de déplacement hors plan.*



b – *Champ de cisaillement dans le plan.*

Fig. A.5 – *Exemples de champs calculés sur par le post processeur de stéréo-corrélation d'images.*

Algorithme de Levenberg-Marquardt

B.1 Présentation

L'algorithme de Levenberg-Marquardt, écrit par [LEV44] et modifié par [MAR63], est un mélange de l'algorithme de Newton-Gauss et de la méthode de descente de gradient. Il est plus stable que celui de Newton-Gauss et, généralement, il converge même pour des paramètres initiaux très éloignés de la solution finale. Sa vitesse de convergence est augmentée par rapport à la descente de gradient puisqu'il utilise la dérivée seconde de la fonction erreur $S(P)$, liée à son rayon de courbure. Cet algorithme est choisi pour sa robustesse en plus de sa simplicité d'implémentation. Il est mis en œuvre dans le chapitre 3 pour l'identification des paramètres rhéologiques de l'acier utilisé.

B.2 Formulation

Soit un jeu de données expérimentales (x, y), c'est-à-dire une courbe effort–allongement dans notre cas. L'optimisation des paramètres P_i, rangés dans le vecteur P, consiste à minimiser la fonction erreur $S(P)$, définie comme suit :

$$S(P) = \langle (y - f(x, P))^2 \rangle \tag{B.1}$$

où f désigne une fonction des vecteurs x et P, sur la base de laquelle on cherche à minimiser $S(P)$: une loi de comportement par exemple. Dans l'équation B.1, $\langle . \rangle$ désigne la moyenne calculée sur un ensemble de couples (x, y).

D'un point de vue algorithmique, la minimisation démarre avec le vecteur de paramètres initiaux P^0 à l'itération $k = 0$. Pour chaque nouvelle itération de l'algorithme, on recherche le vecteur de paramètres P^{k+1} en fonction du vecteur P^k, tel que $S(P^{k+1})$ se rapproche plus d'un minimum local. Pour ce faire, on calcule une approximation quadratique $\hat{S}(P^k)$ de $S(P^k)$ à partir d'une approximation linéaire de $f(x, P^k)$. En déterminant le vecteur P^{k+1} pour lequel le gradient de $\hat{S}(P^{k+1})$ s'annule, on obtient :

$$P^{k+1} = P^k + (\mathsf{H} + \lambda \mathrm{diag}(\mathsf{H}))^{-1} b \tag{B.2}$$

$$\text{avec} \quad b = -(f(x, P^k) - y)^{\mathrm{T}} \nabla f(x, P^k) \tag{B.3}$$

$$\text{et} \quad \mathsf{H} = \nabla f(x, P^k) \nabla f(x, P^k)^{\mathrm{T}} \tag{B.4}$$

où ∇ désigne le gradient et H est une approximation du Hessien de $S(P^k)$, calculée à partir du gradient de $f(x, P^k)$. Le coefficient λ permet de modifier le type d'algorithme : l'idée est d'utiliser une approche quadratique (pour λ faible) lorsque f est quasiment linéaire, par exemple pour sortir rapidement d'un plateau, et une descente de gradient (schématisée sur la figure B.1) dans les autres cas (pour λ grand).

Cette méthode permet de trouver une solution au problème de minimisation avec beaucoup moins d'itérations que pour une méthode de descente de gradient classique ou adaptative, comme décrit par Madsen *et al.* [MAD04]. Elle nécessite néanmoins plus de calculs pour chaque itération, notamment à cause de l'inversion de la matrice H. L'utilisation de l'algorithme de Levenberg-Marquardt est donc limitée aux cas où le nombre de paramètres à optimiser n'est pas très élevé. Un autre inconvénient de ce type d'algorithme est qu'il peut converger vers un minimum local de la fonction à approcher. Dans le cas de l'optimisation de paramètres mécaniques il conviendra d'effectuer plusieurs fois la même optimisation, avec un point de départ (P^0) différent.

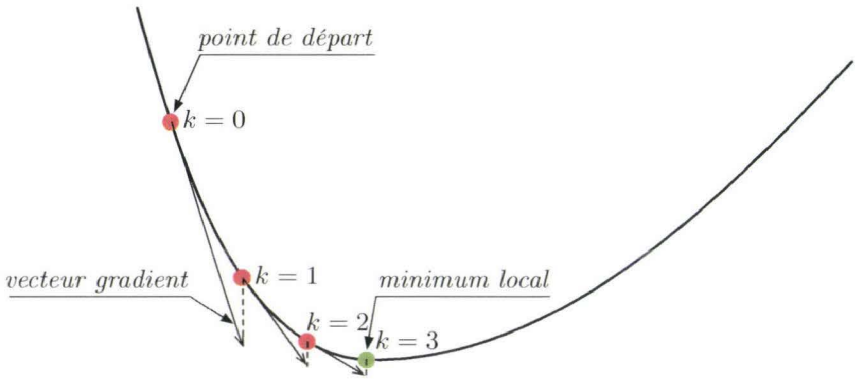


Fig. B.1 – *Illustration du principe de la descente de gradient, dans le cas d'une fonction à une variable.*

L'algorithme présenté ci-dessus a fait l'objet d'une modification par Schnur et Zabaras [SCH92], dans le but de pouvoir borner les paramètres à optimiser. Ceci peut être utile lorsque l'on connaît approximativement la plage dans laquelle devraient se trouver les paramètres cibles, mais surtout lorsque la fonction $f(x, P)$ présente une singularité.

Schnur et Zabaras ont introduit des contraintes dans la définition de P^{k+1} (équation B.2), guidées par un ensemble de fonctions de pénalité ξ, dont la $j^{\text{ème}}$ s'écrit :

$$\xi_j = \frac{w_j}{C_j(P_i)} \tag{B.5}$$

avec ξ_j la fonction de pénalité j relative au paramètre P_i, et w_j le poids appliqué à la contrainte $C_j(P_i)$. Plus exactement, ce sont leurs dérivées première g et seconde h

qui sont introduites dans l'équation B.2, de manière à rester cohérent avec les autres grandeurs de P^{k+1}. Soit la $j^{\text{ème}}$ fonction de contrainte $C_j(P_i)$ bornant le paramètre P_i, les dérivées première et seconde de ξ_j sont :

$$g_\alpha = -\sum_{j=1}^{q} \frac{\partial \xi_j}{\partial P_\alpha} \qquad \alpha = 1, n \tag{B.6}$$

$$h_{\alpha\beta} = \sum_{j=1}^{q} \frac{\partial^2 \xi_j}{\partial P_\alpha \partial P_\beta} \qquad \alpha, \beta = 1, n \tag{B.7}$$

avec n le nombre de paramètres P_i et q le nombre de contraintes. Les grandeurs g et h sont introduites dans l'équation B.2 comme suit :

$$P^{k+1} = P^k + (\mathsf{H} + h + \lambda \mathrm{diag}(\mathsf{H}))^{-1} (b + g) \tag{B.8}$$

L'ajustement des poids w_j permet donc de ralentir l'évolution d'un ou plusieurs paramètres. Au chapitre 3, nous avons recours à ces fonctions de contraintes pour l'identification des paramètres d'endommagement, puisque S doit être strictement positif.

Bibliographie

[AND04] F. M. Andrade Pires, E. de Souza Neto, and D. Owen. "On the finite element prediction of damage growth and fracture initiation in finitely deforming ductile materials". *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, Vol. 193, No. 48-51, pp. 5223–5256, 2004.

[BAO04] Y. Bao and T. Wierzbicki. "On fracture locus in the equivalent strain and stress triaxiality space". *International Journal of Mechanical Sciences*, Vol. 46, No. 1, pp. 81–98, 2004.

[BAR07] I. Barsoum and J. Faleskog. "Rupture mechanisms in combined tension and shear–Experiments". *International Journal of Solids and Structures*, Vol. 44, No. 6, pp. 1768–1786, 2007.

[BOL00] P. Bolt and W. Sillekens. "Prediction of shape aberrations due to punching, shearing and slitting". *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 103, No. 1, pp. 87–94, 2000.

[BRO72] P. Brozzo, B. deLuka, and R. Rendina. "A new method for the prediction of formability in metal sheets". In : I. D. D. R. Group, Ed., *Proceedings of the Seventh Biennial Conference on Sheet Metal Forming and Formability*, 1972.

[CES06] J. M. A. César de Sá, P. M. A. Areias, and C. Zheng. "Damage modelling in metal forming problems using an implicit non-local gradient model". *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, Vol. 195, No. 48-49, pp. 6646–6660, 2006.

[COC68] M. Cockroft and D. Latham. "Ductility and workability of metals". *Journal Institute of Metals*, Vol. 96, pp. 33–39, 1968.

[CRA09] R. Craven, S. Pindoria, and R. Olsson. "Finite element study of compressively loaded fibres fractured during impact". *Composites Science and Technology*, Vol. 69, No. 5, pp. 586–593, 2009.

[DAL07] A. Dalloz. *Étude de l'endommagement par la découpe des aciers dual phase pour application automobile.* Thèse de doctorat, École des Mines de Paris, France, 2007.

[DAL09] A. Dalloz, J. Besson, A. Gourgues-Lorenzon, T. Sturel, and A. Pineau. "Effect of shear cutting on ductility of a dual phase steel". *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 76, No. 10, pp. 1411–1424, 2009.

[DAS87] D. Dasgupta. "Deformation and interface contact friction in metal shearing using inclined knife profiles". *Journal of Materials Shaping Technology*, Vol. 5, No. 2, pp. 133–142, 1987.

[DEA03] G. Dean and L. Wright. "An evaluation of the use of finite element analysis for predicting the deformation of plastics under impact loading". *Polymer testing*, Vol. 22, No. 6, pp. 625–631, 2003.

[DEA04] G. Dean, L. Crocker, B. Read, and L. Wright. "Prediction of deformation and failure of rubber-toughened adhesive joints". *International Journal of Adhesion and Adhesives*, Vol. 24, No. 4, pp. 295–306, 2004.

[DEL01] R. Deltombe. *De la lubrification à la polution : une contribution à l'étude du laminage à froid.* Thèse de doctorat, Université de Valenciennes et du Hainaut-Cambrésis, France, 2001.

[DOD80] B. Dodd and P. Boddington. "The causes of edge cracking in cold rolling". *Journal of Mechanical Working Technology*, Vol. 3, pp. 239–252, 1980.

[FAN09] W. Fan and J. Li. "An investigation on the damage of AISI-1045 and AISI-1025 steels in fine-blanking with negative clearance". *Materials Science and Engineering : A*, Vol. 499, No. 1-2, pp. 248–251, 2009.

[FAR06] M. Farzin, H. Javani, M. Mashayekhi, and R. Hambli. "Analysis of blanking process using various damage criteria". *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 177, No. 1-3, pp. 287–290, 2006.

[FRE50] A. M. Freudenthal. *The Inelastic Behavior in Solids.* Wiley, New York, 1950.

[GHO05] S. Ghosh, M. Li, and A. Khadke. "3D modeling of shear-slitting process for aluminum alloys". *Journal of Material Processing Technology*, No. 167, pp. 91–102, 2005.

[GOL06] S. F. Golovashchenko. "A study on trimming of aluminum autobody sheet and development of a new robust process eliminating burrs and slivers". *International Journal of Mechanical Science*, Vol. 48, pp. 1384–1400, 2006.

[GRO06] D. Gross and T. Seeling. *Fracture Mechanics : with an Introduction to Micromechanics.* SPI Publisher Services, 2006.

[GUR77] A. L. Gurson. "Continuum theory of ductile rupture by void nucleation and growth : Part I-Yield criteria and flow rules for porous ductile media". *Journal of Engineering Materials and Technology*, Vol. 99, No. 1, pp. 2–15, 1977.

[HAM02a] R. Hambli. "Inverse technique identification of material damage law with experimental validation". *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Vol. 20, No. 3, pp. 223–229, 2002.

[HAM02b] R. Hambli. "Prediction of burr height formation in blanking processes using neural network". *International Journal of Mechanical Sciences*, Vol. 44, No. 10, pp. 2089–2102, 2002.

[HAM02c] R. Hambli and M. Reszka. "Fracture criteria identification using an inverse technique method and blanking experiment". *International Journal of Mechanical Sciences*, Vol. 44, No. 7, pp. 1349–1361, 2002.

[HAM03] R. Hambli. "BLANKSOFT : a code for sheet metal blanking processes optimization". *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 141, No. 2, pp. 234–242, 2003.

[HIL05] T. Hilditch and P. Hodgson. "Development of the sheared edge in the trimming of steel and light metal sheet : : Part 1–Experimental observations". *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 169, No. 2, pp. 184–191, 2005.

[KO97] D. C. Ko, B. M. Kim, and J. C. Choi. "Finite-element simulation of the shear process using the element-kill method". *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 72, No. 1, pp. 129–140, 1997.

[KOM05] K. Komori. "Ductile fracture criteria for simulating shear by node separation method". *Theoretical and applied fracture mechanics*, Vol. 43, No. 1, pp. 101–114, 2005.

[KOS07] P. Kosasih and A. K. Tieu. "Mixed Film lubrication of strip roling using O/W emulsions". *Tribology International*, pp. 709–716, 2007.

[LAU01] F. Lauro, B. Bennani, P. Croix, and J. Oudin. "Identification of the damage parameters for anisotropic materials by inverse technique : application to an aluminium". *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 118, No. 1-3, pp. 472–477, 2001.

[LAU10] F. Lauro, B. Bennani, D. Morin, and A. F. Epée. "The SEE method for determination of behaviour laws for strain rate dependent material : Application to polymer material". *International Journal of Impact Engineering*, Vol. 37, No. 6, pp. 715–722, 2010.

[LEM85] J. Lemaitre. "A continuous damage mechanics model for ductile fracture". *Journal of Engineering Materials and Technology*, Vol. 107, p. 83, 1985.

[LEM97] J. Lemaitre and J. P. Sermage. "One damage law for different mechanisms". *Computational Mechanics*, Vol. 20, No. 1, pp. 84–88, 1997.

[LEV44] K. Levenberg. "A method for the solution of certain problems in least squares". *Quarterly Journal of Applied Mathmatics*, Vol. 2, pp. 164–168, 1944.

[LI10] H. Li, M. Fu, J. Lu, and H. Yang. "Ductile fracture : experiments and computations". *International Journal of Plasticity*, Jan 2010.

[LOU08] K. Louaisil. *Laminage à froid des aciers : Analyse des mécanismes de lubrification et de leurs impacts sur l'usure et le frottement.* Thèse de doctorat, Université de Valenciennes et du Hainaut-Cambrésis, France, 2008.

[LOU09] K. Louaisil, M. Dubar, R. Deltombe, A. Dubois, and L. Dubar. "Analysis of interface temperature, forward slip and lubricant influence on friction and wear in cold rolling". *Wear*, Vol. 266, pp. 119–128, January 2009.

[LUB02] V. A. Lubarda. *Elastoplasticity theory. Mechanical Engineering Series*, CRC Press, Boca Raton, 2002.

[LUB08] J. Lubliner. *Plasticity theory. Dover Books on Engineering*, Dover Publications, 2008.

[MAD04] K. Madsen, H. Bruun, and O. T. Imm. "Methods for non-linear least squares problems". Tech. Rep., Informatics and Mathematical Modelling, Technical University of Denmark, 2004.

[MAR03] J. F. Mariage. *Simulation numérique de l'endommagement ductile en formage de pièces massives.* Thèse de doctorat, Université de Technologie de Troye, France, 2003.

[MAR63] D. W. Marquardt. "An Algorithm for Least-Squares Estimation of Nonlinear Parameters". *SIAM Journal on Applied Mathematics*, Vol. 11, No. 2, pp. 431–441, 1963.

[MAS05] M. Mashayekhi, S. Ziaei-Rad, J. Parvizian, K. Nikbin, H. Hadavinia, and S. Source. "Numerical Analysis of Damage Evolution in Ductile Solids". *Structural Integrity & Durability*, Vol. 1, No. 1, pp. 67–82, 2005.

[MAT93] Y. Matsuda, M. Nishino, and J. Ikeda. "Development of trimming technology for hot-rolled ultra-low carbon steel". *La Revue de Métallurgie, Cah. Inf. Tech. (France)*, Vol. 90, No. 7-8, pp. 917–921, July-Aug 1993.

[MCC68] F. A. McClintock. "A criterion for ductile fracture by the growth of holes". *Journal of Applied Mechanics*, pp. 363–371, 1968.

[MON01] P. Montmitonnet. "Tribologie du laminage à froid de tôles". *La revue de la métallurgie*, pp. 125–130, Février 2001.

[OH79] S. I. Oh, C. C. Chen, and S. Kobayashi. "Ductile fracture in axisymmetric extrusion and drawing". *Journal of Engineering for Industry*, Vol. 101, pp. 36–44, 1979.

[OSA78] K. Osakada and K. Mori. "Prediction of ductile fracture in cold forging". *Annales du Collège International pour la Recherche en Productique (CIRP)*, Vol. 27, No. 1, pp. 135–139, 1978.

[RIC69] J. R. Rice and D. M. Tracey. "On the ductile enlargement of voids in triaxial stress fields". *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, Vol. 17, No. 3, pp. 201 – 217, 1969.

[SAA04] K. Saanouni, J. Mariage, A. Cherouat, and P. Lestriez. "Numerical prediction of discontinuous central bursting in axisymmetric forward extrusion by continuum damage mechanics". *Computers and Structures*, Vol. 82, No. 27, pp. 2309–2332, 2004.

[SAA06] K. Saanouni. "Virtual metal forming including the ductile damage occurrence : : Actual state of the art and main perspectives". *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 177, No. 1-3, pp. 19–25, 2006.

[SAA10] K. Saanouni, N. Belamri, and P. Autesserre. "Finite element simulation of 3D sheet metal guillotining using advanced fully ...". *Finite Elements in Analysis and ...*, Jan 2010.

[SCH92] D. S. Schnur and N. Zabaras. "An inverse method for determining elastic material properties and a material interface". *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, Vol. 33, No. 10, pp. 2039–2057, 1992.

[SOU02] E. A. de Souza Neto. "A fast, one-equation integration algorithm for the Lemaitre ductile damage model". *Communications in numerical methods in engineering*, Vol. 18, No. 8, pp. 541–554, 2002.

[SOY10] C. Soyarslan and A. E. Tekkaya. "Finite deformation plasticity coupled with isotropic damage : Formulation in principal axes and applications". *Finite Elements in Analysis & Design*, pp. 1–16, Apr 2010.

[SZC07] E. Szczurek. *New approach to the analysis of ribbing in coil coating.* Thèse de doctorat, Université de Valenciennes et du Hainaut-Cambrésis, France, 2007.

[TAU96] E. Taupin, J. Breitling, W. Wu, and T. Altan. "Material fracture and burr formation in blanking results of FEM simulations and comparison with experiments". *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 59, No. 1, pp. 68–78, 1996.

[TVE84] V. Tvergaard and A. Needleman. "Analysis of the cup-cone fracture in a round tensile bar". *Acta Metallurgica*, Vol. 32, No. 1, pp. 157–169, 1984.

[WIE05] T. Wierzbicki, Y. Bao, Y. Lee, and Y. Bai. "Calibration and evaluation of seven fracture models". *International Journal of Mechanical Sciences*, Vol. 47, No. 4-5, pp. 719–743, 2005.

[WIS00] H. H. Wisselink. *Analysis of guillotining and slitting - Finite elements simulations.* Thèse de doctorat, University of Twente, The Netherlands, 2000.

[WIS04] H. Wisselink and J. Huétink. "3D FEM simulation of stationary metal forming processes with applications to slitting and rolling". *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 148, No. 3, pp. 328–341, 2004.

[XUE08] L. Xue and T. Wierzbicki. "Ductile fracture initiation and propagation modeling using damage plasticity theory". *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 75, No. 11, pp. 3276–3293, 2008.

[XUE09] L. Xue and T. Wierzbicki. "Numerical simulation of fracture mode transition in ductile plates". *International Journal of Solids and Structures*, Vol. 46, No. 6, pp. 1423–1435, 2009.

UNIVERSITE DE VALENCIENNES ET DU HAINAUT CAMBRESIS
Le Mont Houy - 59313 VALENCIENNES Cedex 9 - Tél 03-27-51-12-34
Télécopie 03-27-51-10-00

RAPPORT DE SOUTENANCE DE THESE

THESE DE DOCTORAT

THESE SOUTENUE LE 17 Septembre 2010

PAR : Monsieur HUBERT Cédric

SUJET DE LA THESE :

«Stratégie de modélisation de la séquence cisaillage-laminage en mise en forme à froid des aciers».

COMPOSITION DU JURY :

M. EL MANSORI M., Professeur, Arts et Métiers ParisTech, Aix en Provence
M. MONTMITONNET P., Directeur de Recherches CNRS, Ecole des Mines de Paris
M. PICART P., Professeur, Université de Franche-Comté
Mme VIDAL-SALLE E., Maître de Conférences Hdr, Institut National des Sciences Appliquées de Lyon
M. DUBAR L., Professeur, TEMPO, Université de Valenciennes
Mme DUBAR M.; Professeur, TEMPO, Université de Valenciennes
M. DUBOIS A., Professeur, TEMPO, Université de Valenciennes
Mme VIELLARD L., Responsable du Service Développement Industriel, Myriad

T.S.V.P.

Rapport de soutenance :

Monsieur Cédric Hubert a présenté de manière très claire et de façon pédagogique ses travaux de thèse portant sur la stratégie de modélisation de la séquence cisaillage-laminage en mise en forme à froid des aciers, travail réalisé dans le cadre d'une collaboration industrielle avec la société Myriad. L'exposé a rendu compte de manière synthétique et pertinente de sa démarche et des résultats scientifiques et techniques majeurs qui en découlent tout en apportant un regard critique sur les limites de ce travail compte tenu de la complexité du problème abordé. La stratégie utilisée par Monsieur Hubert couplant de manière forte l'expérimental et le numérique pour analyser et comprendre les origines de l'apparition des défauts de rives à la fin de la séquence de cisaillage-laminage à froid d'aciers est originale notamment dans la mesure où la prise en compte de l'histoire « mécanique » du matériau (déformation plastique et endommagement) est conservée entre le modèle numérique de la séquence de cisaillage et celui de la séquence de laminage. L'approche expérimentale mise en oeuvre et les nombreuses mesures réalisées par microscopie électronique et profilomètrie ont permis le développement d'un modèle numérique, l'identification des paramètres matériels qui lui sont associés puis sa validation. Malgré le caractère multifactoriel et multiphysique du procédé analysé, le modèle numérique montre une bonne capacité de prédiction des défauts de rives et offre des pistes concrètes tant pour l'amélioration du procédé d'un point de vue industriel que pour la compréhension des mécanismes physiques à l'origine de l'apparition et du développement des défauts de rives. Monsieur Cédric Hubert a su concilier des impératifs de résultats rapidement exploitables pour le partenaire industriel et la rigueur de l'approche scientifique. La qualité des réponses faites aux nombreuses questions des membres du jury a démontré une grande maîtrise du sujet tant du point de vue expérimental que numérique. Enfin l'analyse critique et le recul de Monsieur Hubert vis-à-vis des résultats de son travail montre s'il en était besoin que celui-ci a toutes les qualités pour devenir un excellent chercheur.

Pour toutes ces raisons, le jury décide à l'unanimité d'attribuer le titre de docteur de l'Université de Valenciennes et du Hainaut-Cambrésis dans la spécialité Mécanique à Monsieur Hubert. Compte tenu de la qualité et l'ampleur du travail réalisé, le jury lui décerne à l'unanimité la mention très honorable avec les félicitations du jury.

A Valenciennes, le 17/09/10

Le Président et les membres du jury :

P. PICART

M. ELMANSORI

E. Vidal Sallé

L. VIZZIARD

A. DUBOIS

H. DUBAR

D. LIBSAR

P. MONTMAGNET

UNIVERSITE DE VALENCIENNES ET DU HAINAUT CAMBRESIS
Le Mont Houy – 59313 VALENCIENNES Cedex 9 - Tel 03-27-51-12-34
Télécopie 03-27-51-10-00

ATTESTATION

VU - la loi n° 84-52 du 26/01/84 sur l'enseignement supérieur
VU - le décret n° 84-573 du 05/07/84, relatif aux diplômes nationaux d'enseignement
VU - l'arrêté du 07/08/2006 relatif à la formation doctorale
VU - le diplôme d'études approfondies

Obtenu en : 2006
Monsieur HUBERT Cédric
Né le 28/11/1982 à Toulon (Var)

Le titre de DOCTORAT Sciences et Technologie Mention Mécanique Spécialité Mécanique
Lui est décerné avec la mention : TRES HONORABLE AVEC LES FELICITATIONS DU JURY

Après soutenance d'une thèse sur le sujet suivant :

«Stratégie de modélisation de la séquence cisaillage-laminage en mise en forme à froid des aciers».

Valenciennes, le 17/09/10

Le Président du Jury,

Les membres du jury,
M. EL MOATSORI
L. DUBAR
E. Vidal Sallé
L. V. ELIAS
A. DUBOIS
P. MONTMITONNET
M. DUGAR

La Présidente,

UNIVERSITÉ DE VALENCIENNES ET DU HAINAUT CAMBRESIS
ACADÉMIE DE LILLE

Professeur M.P.MAIRESSE

Résumé

Les défauts de rives en dents de scie sont des excroissances de matière qui se développent durant le laminage à froid des bobines d'acier, avec comme initiateur le procédé de cisaillage des rives. Ces travaux se concentrent sur ces deux phases de la production des bobines d'acier, dans le but de comprendre les phénomènes qui conduisent à l'initiation de ce défaut.

Deux campagnes expérimentales sont menées sur des éprouvettes de rives cisaillées. L'influence de leur écrouissage initial et des conditions de contact bande/cylindre est étudiée par le biais de l'Upsetting Rolling Test (URT). Ces deux campagnes d'essais montrent que ces paramètres affectent fortement le comportement des rives à la fissuration.

L'analyse des éprouvettes ne pouvant se faire que *a posteriori*, un modèle éléments finis du procédé de cisaillage est créé. Une stratégie de modélisation est mise en place pour la création du modèle d'éprouvette URT et le transfert de l'historique mécanique de la rive cisaillée numériquement. Le modèle ainsi créé permet d'analyser finement le comportement des rives durant leur déformation plastique. Ces modèles éléments finis sont alimentés par un modèle de comportement élastoplastique non-associatif endommageable, calibré grâce à la stéréo-corrélation d'images. Plusieurs critères de rupture sont implémentés puis calibrés, et l'un d'entre est retenu pour la simulation de la séparation du matériau dans le cas du cisaillage de rives.

Les résultats montrent que les conditions de contact bande/cylindre ont une forte influence sur la rhéologie des éprouvettes ; les conclusions de ces travaux conduisent à des solutions concrètes pour l'amélioration de la qualité du produit final.

Mots clés: Cisaillage de rives, Laminage à froid, Essai tribologique, Fissuration, Modèle d'endommagement de Lemaitre, Plasticité non-associée, Coefficient de Poisson plastique, Stéréo-corrélation d'images.

Abstract

Edge serration defects, also called saw toothed edge condition, are material excrescences that grow during cold rolling of steel coils and are initiated by the edge-trimming process. This research work focuses on these two stages of steel coils manufacturing, in order to understand the phenomena that lead to this defect.

Two design of experiments are performed on trimmed edge specimens. The effects of parameters such as strain hardening and part/work-roll contact conditions are studied using the Upsetting Rolling Test (URT). These two design of experiments show that the considered parameters strongly affect the edges behaviour on cracking.

Specimens analysis can only be performed *a posteriori*. Thus, a finite element model of edge-trimming process is built. A strategy of simulation is created in order to model the URT specimens and to transfer the mechanical history from the numerical trimmed edge to the URT specimen model. This new model allows to analyze precisely the edges behaviour during a cold reduction. The finite element models are supplied by a damageable non-associative elastoplastic model, calibrated by 3D Digital Image Correlation (3D-DIC). Several failure criteria are implemented and calibrated ; one of them will be selected to simulate material separation in the case of edge-trimming.

The results show that the strip/work-roll contact conditions have a major effect on specimens rheology. The conclusions of this work lead to realistic solutions in order to improve the quality of the final product.

Keywords: Edge-trimming, Cold rolling, Tribological test, Cracking, Lemaitre's damage model, Non-associative plasticity, Plastic Poisson's ratio, 3D Digital Image Correlation.

Bibliotheque Universitaire de Valenciennes

00900700