

République Algérienne Démocratique et Populaire
Ministère de L'enseignement Supérieure et de la Recherche Scientifique

Université de BADJI MOKHTAR –Annaba



جامعة باجي مختار – عنابة

Faculté de Technologie
Département de Métallurgie et Génie des Matériaux

THESE DE DOCTORAT EN SCIENCE

OPTION : Mise en forme des métaux

Thème

Modélisations simplifiées de quelques procédés de mise en forme des métaux (laminage, emboutissage) et leurs comparaisons

DIRECTEUR DE THESE :
Pr. ZAAF Mohamed

présenté par :
Mr. SLIMANI kheireddine

CODIRECTEUR DE THESE :
Pr BALAN Tudor

DEVANT LE jury

Pr MEBAREK Abdelmalek
Pr CHAHAOUI Walid
Pr LABAIZ Mohamed
Pr BENDJAMA Hocine

Président
Rapporteur
Rapporteur
Rapporteur

Université Badji-Mokhtar
Université Abbas Laghrour
Université Badji-Mokhtar
CRTI ANNABA

Promotion : 2023/2024

Remerciements

Je tiens tout d'abord à remercier mon directeur de thèse Monsieur Mohamed ZAAF pour la confiance qu'il m'a accordée en acceptant d'encadrer ce travail doctoral, pour ses conseils et pour son temps qu'il a consacré à diriger cette thèse. J'aimerais lui dire que j'ai apprécié sa grande disponibilité et ses aides pour moi tout au long de ce travail doctoral. Je tiens également à remercier chaleureusement Monsieur Tudor BALAN mon co-encadreur notamment pour la confiance et l'indépendance qu'il m'a accordées mais également pour ses conseils avisés et l'orientation qu'il a su donner à la thèse dans les moments critiques et pour m'avoir intégré dans le monde de recherche au sein du laboratoire LCFC.

Je tiens également à exprimer toute ma gratitude aux membres du jury.

Enfin, à Monsieur MEBAREK Abdel Malek pour l'intérêt qu'il a manifesté pour ce travail en acceptant de présider le jury de cette thèse.

J'adresse aussi mes remerciements à l'ensemble des membres de jury (Pr LABAIZ Mohamed, Pr CHAHAOUI Walid et DR BENDJAMA Hocine) et à tout les doctorants du laboratoire de mise en forme de l'université d'Annaba et tout le personnel du CRTI, Pour, leurs encouragements et leur aide qu'ils ont pu m'apporter.

Je pense enfin à ma famille qui m'a soutenu tout au long de cette thèse.

Résumé

Résumé

Le développement spectaculaire des outils de simulation et de modélisation, les progrès dans la maîtrise des lois de comportement et de frottement permettent aujourd'hui de mettre au point des outils prédictifs de plus en plus performants en mise en forme.

De nos jours, la méthode des éléments finis est considérée comme la plus performante, elle fournit à cet effet les prédictions les plus fiables. Cependant, sa complexité et le temps nécessaire à chaque exécution la rendent peu utilisable par les industriels pour le pilotage de leurs opérations industrielles. Ces derniers préfèrent des outils simples, rapides lors de leurs exécutions avec des prédictions suffisamment fiables pour paramétrer en temps réels l'utilisation de leurs outils de production. L'objectif de cette thèse est de répondre à ce dernier besoin. Il s'agira donc de proposer de nouvelles modélisations simplifiées pour les procédés de mise en forme des métaux (laminage, emboutissage).

Dans ce cadre, trois modèles ont été développés. Le premier concerne une modélisation du laminage avec prise en compte de l'élasticité des cylindres de travail. Son extension au cas multipass a donné un modèle semi-analytique appliqué au laminage tandem. Basé sur la méthode des tranches, la technique proposée développe un modèle de calcul pour une seule cage puis le généralise pour cinq passes.

La seconde modélisation aborde le procédé d'emboutissage. Afin d'illustrer les courbes limite de formage (CLF) et présenter l'influence de différents paramètres sur cette dernière, un calcul analytique basé sur la théorie de Swift avec prise en compte l'anisotropie a été développé. Des simulations expérimentales et numériques de l'emboutissage pour trois métaux ont été réalisées. Les inputs de ces métaux donnés par leurs lois de comportements ont été obtenus suite à une grande diversité d'essais de traction.

Le troisième modèle est basé sur des méthodes de substitution pour prédire l'effort du laminage lors du laminage à froid des produits plats. Les modèles basés sur ANN (Artificial Nerone Netwok) ont montré d'excellentes capacités prédictives à condition que l'échantillonnage d'apprentissage soit suffisamment grand (plus de 500 éléments). En revanche, même si les modèles polynomiaux convergent beaucoup plus rapidement vers leur précision optimale (échantillonnages de dizaines d'éléments), leurs capacités prédictives sont plus limitées à moins que l'ordre des polynômes ne soit augmenté. L'échantillonnage par hyper-cube latin a montré une meilleure efficacité que l'échantillonnage aléatoire dans tous les cas.

Des comparaisons entre les différents modèles mis au point et leurs comparaisons finalisent ce travail.

Mots clés : Modélisation simplifié, laminage, emboutissage, Méta modèle, ANN, CLF.

Abstract

The remarkable advancement in simulation and modeling tools, coupled with progress in mastering behavior and friction laws, allows the development of increasingly effective predictive tools in shaping processes. The finite element method is currently considered the most powerful, providing the most reliable predictions. However, its complexity and the time required for each execution make it less practical for industrial operators to control their operations. They prefer simple and fast tools with predictions reliable enough to adjust the real-time use of their production tools. The objective of this thesis is to meet this specific need. It will involve proposing new simplified models for metal forming processes (rolling, stamping, etc.).

In this context, three models have been developed. The first one involves a rolling model that considers the elasticity of the working rollers. Its extension to the multi-pass case resulted in a semi-analytical model applied to tandem rolling for inter-cage tension regulation. Based on the slice method, the proposed technique develops a calculation model for a single cage and then generalizes it for five passes. The second model is based on substitution methods to predict the rolling force during cold rolling of flat products. Models based on Artificial Neural Networks (ANN) have shown excellent predictive capabilities provided that the learning dataset is sufficiently large (more than 500 elements). Conversely, while polynomial models converge much more rapidly to their optimal precision (with samplings of tens of elements), their predictive capabilities are more limited unless the order of polynomials is increased. Latin hypercube sampling has shown better efficiency than random sampling in all cases. The third modeling addresses the stamping process. To illustrate the forming limit curves (FLC) and present the influence of different parameters on them, an analytical calculation based on the Swift theory, which accounts for anisotropy, has been developed. Experimental and numerical simulations of stamping for three metals were conducted to compare the results. The inputs for these metals, obtained from their behavior laws, were also acquired through a wide variety of tensile tests.

Comparisons between the different developed models and their evaluations conclude this work.

Keywords: Simplified modeling, rolling, stamping, metamodel, ANN (Artificial Neural Network), FLC (Forming Limit Curve).

ملخص

يسمح اليوم بتطوير أدوات تنبؤية التطور المذهل في أدوات المحاكاة والنمذجة، والتقدم في فهم قوانين السلوك والاحتكاك، أكثر أداءً في عمليات التشكيل. في الوقت الحالي، تُعتبر طريقة العناصر المحددة الأكثر أداءً، حيث توفر التنبؤات الأكثر موثوقية. ومع ذلك، تعقيدها والوقت الضروري لتنفيذ كل عملية يجعلها قليلاً قابلة للاستخدام من قبل الصناعيين لتوجيه عملياتهم الصناعية. يُفضل هؤلاء الأخيرين استخدام أدوات بسيطة وسريعة في تنفيذها مع توقعات موثوقة بما فيه الكفاية لضبط استخدام أدوات الإنتاج الخاصة بهم في الوقت الحقيقي. هدف هذه الدكتوراه هو الرد على هذا الاحتياج الأخير. سيتعين بالتالي اقتراح نماذج تصميم جديدة لعمليات تشكيل المعادن (التدريج، القطع)

في هذا السياق، تم تطوير ثلاثة نماذج. النموذج الأول يتعلق بنمذجة التدريج مع مراعاة لمرونة أسطوانات العمل. قد أسفر توسيعه إلى حالة التدريج متعدد المرور عن نموذج شبه تحليلي تم تطبيقه على التدريج التسلسلي. بناءً على طريقة الشرائح، تقدم التقنية المقترحة نموذج حسابي لقص واحد ثم تعممه لخمسة مرورات

وعرض تأثير مختلف (CLF) النموذج الثاني يتناول عملية القطع. من أجل توضيح منحنيات الحد الحراري للشكل مع مراعاة التأثير التوجيهي. تم إجراء Swift المعلمات على هذا الأخير، تم تطوير حساب تحليلي استناداً إلى نظرية محاكاة تجريبية ورقمية لعملية القطع لثلاثة معادن. تم الحصول على مدخلات هذه المعادن من خلال قوانين سلوكها التي تم الحصول عليها بعد مجموعة متنوعة من اختبارات الشد

النموذج الثالث يعتمد على أساليب الاستبدال لتوقع جهد التدريج أثناء التدريج البارد للمنتجات المسطحة. أظهرت النماذج القائمة على شبكات العصب الاصطناعي قدرات تنبؤ ممتازة شريطة أن يكون العينة التعلم كبيرة بما فيه الكفاية (أكثر من 500 عنصر). على النقيض من ذلك، حتى لو كانت النماذج الكثيرة الحدود تتجه نحو دقتها الأمثل بسرعة أكبر (عينات تتراوح بين عشرات العناصر)، فإن قدراتها التنبؤية أقل من النماذج القائمة على الشبكات العصبية ما لم يتم زيادة ترتيب الكثيريات. أظهرت عينات الهايبر كيوب لاثنتين أكثر كفاءة من العينات العشوائية في جميع الحالات

تختتم هذه الدراسة بمقارنات بين النماذج المختلفة التي تم تطويرها ومقارناتها

Sommaire

Résumé	i
Introduction	1
Chapitre I. Le procédé de laminage	4
I.1. Généralités	5
I.2. Présentation du laminage	6
I.3. Principales méthodes utilisées pour la modélisation du laminage	9
I.3.1. Méthodes des tranches	11
I.4. Modèles de Comportement	13
I.5. Modèles de frottement	13
I.5.1. Modèles de Frottements plastiques	14
-Modèle de Coulomb	14
-Modèle de Tresca	14
I.5.2. Modèles de frottements viscoplastiques	15
-Loi de Norton-Hoff	15
I.5.3. Modèles régularisés	16
-Proposition de Kobayashi	17
-Proposition de Gratacos	17
I.6. Elasticité des Cylindres	19
I.7. Algorithme de calcul	20
I.8. Validation du modèle	20
-Comparaisons à LAM3	20
-Comparaison à l'expérimental	20
-Conclusion	22
I.9. Le laminage tandem	22
I.9.1. Introduction	22
I.9.2. Aperçu du processus	24
I.9.3. Avantages du laminage à froid tandem continu	26
I.9.4. Découplage des calculs multi cages	28

I.9.5.La relation entre les vitesse et les tensions	29
I.9.6.La formule generalisée	32
I.9.7. Application et discussion	36
I.10. CONCLUSION	40
Références Bibliographiques	41
CHAPITRE II : Le procédé d'emboutissage	43
II.1. Introduction	44
II.2. Partie expérimentale	45
II.2.1. Les essais de traction	45
<u>Acier S235</u>	47
<u>Acier HC250</u>	49
<u>Aluminium A5754</u>	51
II.2.2. Réalisation de l'emboutissage	52
II.4. Courbe limite de formage	53
II.4.1. Critère de Swift	54
II.4.2. Critère de Swift dans le cas anisotrope (HILL 48)	60
II.4. 3.Courbe limite de formage NADDRG	63
II.5. Comparaison des modèles et des mesures	64
Conclusion et perspectives	66
Références bibliographique	67
ANNEXE II	68
<u>1.Simulation</u>	68
Chapitre III METAMODELE	72
III.1.Introduction	73
III.2. Modèle de référence du processus de laminage	75
III.3. Analyse du processus du laminage basée sur les données	76
III.4. Modèles de substitution du processus de laminage	80
III.5. Résultats et discussion	83
III.6. Conclusions	87

Références bibliographiques	88
Annexe III	90
Comparaison	97
CONCLUSION GENERALE	100
Références Bibliographies	103

Liste des figures

Figure I.1. Présentation schématique du laminage des tôles	7
Figure. I.2.Méthode des tranches [11]	11
Figure I.3.Contrainte de frottement en fonction de la vitesse de glissement	16
Figure I.4. Algorithme de calcul proposé	19
Figure. I.5.Contrainte du laminage à froid (elasto-plastique) case: A) longitudinal, B) normal	20
Figure I.6 Validation des contraintes normales et du frottement par rapport aux expériences.	21
Figure. I.7.Laminoir tandem de Cinq-cages.	24
Figure.I.8. Disposition typique d'une cage de laminage quarto	24
Figure. I.9.Découplage des calculs multi cages. Condition cinématique et mécanique [11].	25
Figure.I.10. Paramètres calculés pour cinq cages.	38
Figure. II.1. Courbes de traction (rationnelles –conventionnelle) de l'acier S235 selon les trois directions du plan (0° , 45° et 90°) et la courbe d'Hollomon correspondante.	46
Figure. II.2. Comparaison entre les courbes de traction conventionnelle de l'acier S235 selon les trois directions du plan (0° , 45° et 90°).	47
Figure. II.3. Courbes de traction (rationnelles –conventionnelle) de l'acier HC250 selon les trois directions du plan (0° , 45° et 90°) et la courbe d'Hollomon correspondante.	48
Figure. II.4. Comparaison des courbes de traction conventionnelle de l'acier HC250 selon les trois directions d'orthotropie (0° , 45° et 90°).	49
Figure. II.5. Courbes de traction (rationnelles –conventionnelle) de l'aluminium A5754 selon les trois directions du plan (0° , 45° et 90°) et la courbe d'Hollomon correspondante.	50
Figure. II.6. Comparaison entre les courbes de traction conventionnelle de l'aluminium selon les trois directions du plan (0° , 45° et 90°).	51
Figure. II.7. Pièce à réalisée	52
Figure. II.8. Les trois pièces embouties (Acier 235, acier HC250, Aluminium A5754)	52
Figure. II.9. Pièce emboutie (Aluminium A5754)	53
Figure. II.10. Courbe limite de formage à striction diffuse selon le critère de Swift pour différentes valeurs des coefficients d'écroutissage isotrope n	60
Figure.II.11. Influence du paramètre r sur CLF	63
Figure. II.12. Influence des paramètres d'anisotropie (H+F) sur la CLF	63
Figure.II.13. Courbe limite de formage selon le critère de Swift combiné avec le critère de HILL	64
Figure .II.14. Comparaison des différentes CLF et les mesures pour l'acier S235.	65
Figure .II.15. Comparaison des différentes CLF et les mesures pour l'acier HC250.	65

Figure. II.16. Comparaison des différentes CLF et les mesures pour l'aluminium A5754	66
Figure III .1. Distributions longitudinales des composantes de contrainte et de la vitesse de	76
Figure III.2. Prédiction de la force de laminage avec le modèle de référence sur toute la plage de variation des paramètres P_1...P_8	78
Figure III. 3. Analyse en composante principale de la dépendance de la force de laminage aux neuf paramètres d'entrée, basée sur 1000 points de calcul aléatoires dans l'espace des paramètres : a) projection de l'influence des paramètres sur les axes définis par les deux premières composantes principales / vecteurs propres ; b) pourcentage de l'information globale véhiculée par chaque composant principal.	80
Figure III.4. Structure du réseau de neurones artificiels utilisé dans ce travail.	82
Figure III.5. Diminution de l'erreur du modèle ANN avec l'augmentation de la taille de l'échantillon, généré aléatoirement (RAND) ou par la méthode de l'hypercube latin (LHC). Des échelles logarithmiques sont utilisées sur les deux axes.	83
Figure III. 6. Variation de la force du laminage avec les paramètres P_1...P_8 comme prédit par le modèle de référence (Ref, ligne du haut) et par le modèle ANN formé avec des échantillonnages LHC de 50, 100, 300, 500 et 1000 points, respectivement.	84
Figure III.7. Comparaison de la précision des modèles de substitution ANN et polynomial pour diverses méthodes d'échantillonnage et tailles.	86
Figure III.8. Comparaison des modèles de substitution ANN et polynomiaux utilisant différentes méthodes d'échantillonnage avec 256 points chacun.	87

Liste des tableaux

Table.I.1. Paramètres du laminage tandem	37
Table.I.2. Coefficients d'écroissage d'Hollomon	37
Table.I.3. vitesses avant la régulation	37
Table.I.4. Les vitesses après correction	40
Table. II.1. Paramètres tirés pour l'acier S235	47
Table. II.2. Paramètres tiré pour l'acier HC250	49
Table. II.3. Paramètres tiré pour l'aluminium A5754	51
Table III. 1. Paramètres du problème de laminage à plat avec leurs plages de valeurs acceptable	77

Introduction

Introduction

De nos jours, les processus de mise en forme sont principalement modélisés à l'aide de la méthode des éléments finis. Cette méthode reste la plus efficace et la plus fiable. Cependant, le temps de calcul nécessaire à chaque exécution est très lent, les industriels ont besoin de modèles à temps de réponse très courts. C'est pourquoi ils utilisent souvent des modèles empiriques. Malheureusement, ces méthodes restent fermées et ne peuvent intégrer les évolutions et progrès scientifiques récents en mise en forme. Ils donnent des résultats qui ne sont pas suffisamment fiables et n'aident donc pas ces entreprises à rester compétitives.

L'objet de cette thèse est mettre au point des modèles simples, rapides d'exécution et fiables tout en étant ouverts pour pouvoir intégrer les progrès récents en mise en forme.

Les procédés de mise en forme abordés dans le cadre de cette thèse seront le laminage et l'emboutissage.

Il existe plusieurs méthodes qui sont utilisés pour modéliser ces procédés de mise en forme, tel que la méthode des lignes de glissements, les méthodes extrémales ou énergétiques. Il apparait que la méthode des tranches convient le mieux aux objectifs cités ci-dessus. Cette dernière permet des extensions pour la prise en compte de différents modèles de comportement et de frottement ainsi que la prise en compte de l'élasticité des outils. Elle est donc susceptible d'intégrer les progrès récents en mise en forme. La mise au point informatique doit être ouverte pour pouvoir implémenter ces différents modèles.

Dans le premier chapitre un modèle sur le laminage basé sur la méthode des tranches avec prise en compte de l'élasticité des cylindres a été mis au point. Il a été étendu au cas multi-passe (laminoir tandem). Des comparaisons avec des résultats obtenus par simulations éléments finis et des résultats expérimentaux tirés de la littérature ont permis d'évaluer la fiabilité des modèles développés dans ce travail et leurs validations.

Le deuxième chapitre présente le procédé de l'emboutissage. Une étude expérimentale de caractérisation et de réalisation d'un godet a été réalisé pour illustrer les courbes limite de formage pour différents matériaux avec élargissement du critère de Swift au cadre anisotrope de Hill.

La partie la plus originale de cette thèse est présentée dans le chapitre 3. Des modèles de substitution basés sur ANN et polynomiaux sont développés pour prédire l'effort du laminage

lors du laminage à froid des produits plats. Une méthode d'échantillonnage aléatoire et latin hyper cube a été utilisée.

Des comparaisons entre les différents modèles ainsi qu'une conclusion et les perspectives ouvertes par ce travail finalisent cette thèse.

Chapitre I :
Le Procédé de laminage

Chapitre I. Le procédé de laminage

Dans ce chapitre les notions de base du processus de laminage et les principales méthodes utilisées pour sa modélisation sont présentés. La méthode des tranches qui sera appliquée dans notre modèle sera présentée avec plus de détails.

Dans la seconde partie nous présenterons le laminage tandem et ses avantages.

La dernière partie consiste à appliquer notre modèle de calcul pour une cage en premier lieu et le valider grâce à des comparaisons avec des résultats obtenus par simulations élément finis et des confrontations à des résultats expérimentaux tirés de la littérature.

La présentation de la technique de calcul et son application pour résoudre le problème de régulation de la tension inter-cages dans un laminage tandem. Basée sur la méthode des tranches, la technique proposée développe un modèle informatique pour une seule cage, puis le généralise pour cinq cages grâce à la résolution du problème de la régulation des tensions inter-cages dans un laminoir tandem. Le calcul de la correction des tensions des cinq cages a été obtenu en tenant compte de l'élasticité des rouleaux et en utilisant la méthode de Newton. L'efficacité de cette technique est évaluée à l'aide de comparaisons avec des données expérimentales acquises du laminoir tandem du complexe sidérurgique IMittal d'El-Hadjjar-Algérie. En tenant compte de l'élasticité des rouleaux et en utilisant la méthode de Newton ; le modèle développé peut être utilisé pour calculer, avec succès, la correction des tensions des cinq cages.

I.1. Généralités :

Le laminage est une opération métallurgique de base par laquelle passe environ 90% de tous les produits métalliques. C'est une opération de formage par déformation plastique visant à réduire la section d'un produit très long en le faisant passer entre deux ou plusieurs outils de révolution tournant autour de leur axe qui déplace le produit par frottement.

Les produits obtenus peuvent être divisés en :

- produits longs (tiges, câbles, tuyaux, poutres, rails...) où les deux dimensions de la section sont généralement du même ordre de grandeur et petites devant la longueur. Dans ce cas, les outils sont pour la plupart des cylindres cannelés.

- Laminage de produits plats (tôles, feuillards et feuillards) dont l'épaisseur est faible devant la largeur, elle-même bien inférieure à la longueur. Les outils sont cylindriques et axisymétriques,

Il permet aussi de produire d'autres produits longs qui sont destinés à la transformation (barres), à d'autres filatures (fil laminé), à la forge. Pour les produits plats, ils vont au formage de la tôle (emboutissage, découpage fin, tournage et compression).

Le laminage à froid ou à chaud provoque des différences : champs de température différents, changements structurels profonds (écrouissage, recristallisation, changements de phase) qui se produisent à chaud. Mais sur le plan mécanique, la température ne fait qu'ajuster le niveau des contraintes. Elle perturbe les petits champs de déformation ou gradients de contraintes, qui sont géométriquement fixés en fonction de la nature du matériau, de la nature du contact outil-tôles (frottement), des conditions géométriques et technologiques. D'un point de vue mécanique, la différence entre les procédés à chaud et à froid est donc principalement due aux différences de géométrie des produits transformés, le premier est plus massif, plus épais, le second plus fin. Cela conduit, comme nous le verrons, à choisir un modèle mathématique plutôt qu'un autre. Les termes "froid" et "chaud" ont deux sens. Pour le technologue, ils correspondent simplement au fait que le produit laminé a été préchauffé à une température suffisante pour réduire sa contrainte d'écoulement et augmenter sa résistance. Pour un métallurgiste, une région "chaude" signifie que le mouvement de dislocation est thermiquement activé, ce qui se produit à $T > 0,5 T$ de fusion. Ainsi, le plomb, l'étain ou le zinc sont en fait laminés à froid dans leur zone chaude, entraînant une recristallisation lors du laminage à froid. Ainsi, le laminage à froid ne signifie pas que l'analyse thermique peut être abandonnée ; d'une part, la chaleur est fortement liée à la mécanique par la métallurgie dans le domaine chaud, d'autre part, elle a un effet très fort sur la tribologie (par la viscosité du lubrifiant) en laminage à froid.

I.2. Présentation du laminage

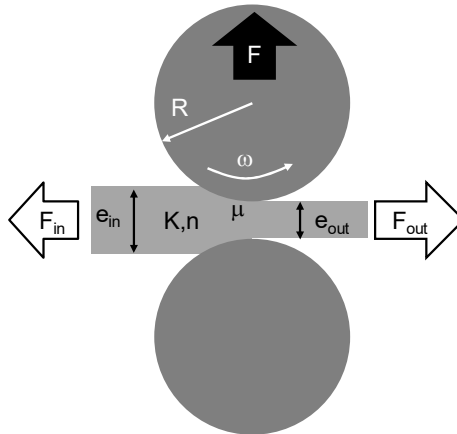


Figure I.1. Présentation schématique du laminage des tôles

Le cadre général dans tout problème de mise en forme présente le tenseur des vitesses de déformation et des contraintes comme suit :

$$\dot{\epsilon}_{ij} = \begin{bmatrix} \frac{\partial v_x}{\partial x} & \frac{1}{2} \left(\frac{\partial v_x}{\partial y} + \frac{\partial v_y}{\partial x} \right) & \frac{1}{2} \left(\frac{\partial v_x}{\partial z} + \frac{\partial v_z}{\partial x} \right) \\ \frac{1}{2} \left(\frac{\partial v_x}{\partial y} + \frac{\partial v_y}{\partial x} \right) & \frac{\partial v_y}{\partial y} & \frac{1}{2} \left(\frac{\partial v_y}{\partial z} + \frac{\partial v_z}{\partial y} \right) \\ \frac{1}{2} \left(\frac{\partial v_x}{\partial z} + \frac{\partial v_z}{\partial x} \right) & \frac{1}{2} \left(\frac{\partial v_y}{\partial z} + \frac{\partial v_z}{\partial y} \right) & \frac{\partial v_z}{\partial z} \end{bmatrix} \quad \sigma_{ij} = \begin{bmatrix} \sigma_{11} & \sigma_{12} & \sigma_{13} \\ \sigma_{21} & \sigma_{22} & \sigma_{23} \\ \sigma_{31} & \sigma_{32} & \sigma_{33} \end{bmatrix}$$

La solution d'un problème en mise en forme dans ce cadre reste trop lourde. Dans les cas concrets (laminage, forgeage, emboutissage, tréfilage, extrusion et autres), on a souvent recours à des hypothèses simplificatrices qui permettent de solutionner le problème. Evidemment, ces hypothèses ne doivent pas nous éloigner de la réalité physique du problème pour obtenir des résultats satisfaisants. Dans le cas du laminage, les simplifications sont fonction des rapports dimensionnels.

Dans le cas tôles épaisses où la largeur b n'est pas très supérieur à la longueur de contact $1c < (b/lc) < 4$, l'élargissement est assez significatif et ne peut donc être négligé lors de la modélisation. Dans ce cas, la composante cinématique de l'élargissement doit être prise en compte et donc $\dot{\epsilon}_y$ ne peut être nulle. Par contre on pourra poser toutes les composantes cinématiques de cisaillement nulles sans risques d'erreurs conséquentes. Ce qui donne un tenseur des vitesses de déformation comme suit :

$$\dot{\epsilon}_{ij} = \begin{bmatrix} \dot{\epsilon}_x & 0 & 0 \\ 0 & \dot{\epsilon}_y & 0 \\ 0 & 0 & \dot{\epsilon}_z \end{bmatrix}$$

Dans le cas des bandes minces ($b/lc \gg 4$), l'élargissement est pratiquement inexistant. On peut donc poser la composante cinématique d'élargissement $\dot{\epsilon}_y$ nulle sans risque d'erreurs. Ce qui permet d'écrire :

$$\dot{\epsilon}_{ij} = \begin{bmatrix} \dot{\epsilon}_x & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -\dot{\epsilon}_z \end{bmatrix}$$

Le comportement plastique incompressible permet d'écrire : $\dot{\epsilon}_x = -\dot{\epsilon}_z$

C'est ce dernier cas qui est utilisé usuellement lors du laminage des tôles minces.

Dans le cas des bandes très minces où la tôle peut être assimilée à un film mince, on ne peut négliger la composante cinématique de cisaillement $\dot{\epsilon}_{xz}$ [19,20,21]. Cela doit induire une modélisation mixte où l'écrasement $\dot{\epsilon}_z$ et le cisaillement $\dot{\epsilon}_{xz}$ doivent être simultanément pris en compte, ce qui permet d'écrire :

$$D_{ij} = \begin{bmatrix} \frac{\partial v_x}{\partial x} & 0 & \frac{1}{2} \left(\frac{\partial v_x}{\partial z} + \frac{\partial v_z}{\partial x} \right) \\ 0 & 0 & 0 \\ \frac{1}{2} \left(\frac{\partial v_x}{\partial z} + \frac{\partial v_z}{\partial x} \right) & 0 & -\frac{\partial v_z}{\partial z} \end{bmatrix} \quad \frac{\partial v_x}{\partial x} = -\frac{\partial v_z}{\partial z}$$

A mesure que l'épaisseur soit fine, le cisaillement devient majeur. Comme la vitesse normale v_z ne varie pratiquement pas suivant la direction longitudinale de laminage \vec{x} , on peut poser $\frac{\partial v_z}{\partial z} \rightarrow 0$. On pourra dans ce cas écrire le tenseur des vitesses de déformation sous la forme suivante :

$$\dot{\epsilon}_{ij} = \begin{bmatrix} 0 & 0 & \frac{1}{2} \Gamma(x, z) \\ 0 & 0 & 0 \\ \frac{1}{2} \Gamma(x, z) & 0 & 0 \end{bmatrix}, \quad \Gamma(x, z) = \frac{\partial v_x}{\partial z}$$

Dans le laminage des bandes minces, les rapports dimensionnels entre la largeur et la longueur de contact donnent dans l'essentiel le cadre usuel présenté par le tenseur suivant.

$$\dot{\varepsilon}_{ij} = \begin{bmatrix} \dot{\varepsilon}_x & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -\dot{\varepsilon}_x \end{bmatrix}$$

En utilisant une loi d'évolution $\left(\dot{\varepsilon}_{ij} = \lambda \frac{\partial f(\sigma_{ij})}{\partial \sigma_{ij}} \right)$ et la plasticité de Von-Misés $\dot{\bar{\varepsilon}} = \sqrt{\frac{2}{3}} \sqrt{\dot{\varepsilon}_{ij} \dot{\varepsilon}_{ij}}$

on démontre aisément qu'en déformation plane le tenseur des contraintes sera donné par ce qui suit :

$$\sigma_{ij} = \begin{bmatrix} \sigma_x & 0 & 0 \\ 0 & \frac{\sigma_x + \sigma_z}{2} & 0 \\ 0 & 0 & \sigma_z \end{bmatrix}$$

λ est un multiplicateur plastique, $\dot{\bar{\varepsilon}}$ est la vitesse de déformation plastique équivalente, $\bar{\sigma}$ est la contrainte équivalente et S_{ij} est le tenseur déviateur des contraintes.

I.3. Principales méthodes utilisées pour la modélisation du laminage :

Les méthodes les plus utilisés pour solutionner les problèmes en mise en forme des matériaux sont la méthode des lignes de glissements, la méthode des bornes supérieures ou inférieures, la méthode des tranches et la méthode des éléments finis [11-13,19].

- Méthode des lignes de glissements : Malgré la complexité de sa mise en œuvre, elle reste limitée car elle ne permet pas d'intégrer aisément les progrès récents en mise en forme, à l'image de la prise de l'érouissage ou de l'anisotropie du matériau laminé. De ce fait, elle est plus en plus rarement utilisée.

– Méthode des bornes limites : Elle est appelée aussi méthode de la borne inférieure (MBI) ou de la borne supérieure (MBS) : Pendant une longue période, elle a été très utilisée à cause de la sa simplicité et de la rapidité de sa mise en œuvre notamment pour les produits plats. Cependant, elle ne permet de prédire que les grandeurs macros (force et couple de laminage), ce qui la rend peu utilisable aujourd'hui.

- Méthode des tranches : Tout en restant simple et rapide d'exécution, elle possède l'avantage de pouvoir intégrer les progrès récents en mise en forme, tant dans la prise en compte de la diversité des modèles de comportement volumiques (écrouissage, anisotropie, critères de plasticité non quadratiques etc...) que des comportements surfaciques (loi de frottement plastique, viscoplastique, plastique régularisés et autres...).

Elle est souvent réservée aux géométries simples (produits plats) en déformations planes. Cette méthode donne le meilleur le rapport prix/précision dans la modélisation du laminage des produits plats.

- Méthode des éléments finis (FEM) : Jusqu'au jour d'aujourd'hui, cette méthode est la plus générale puisqu'elle permet de prendre en compte la modélisation des procédés de mise en forme dans leurs complexités (modèles 3d, 2d, formulations en grandes déformation, prise en compte de la rotation des axes principaux etc...). Elle reste celle qui donne les prédictions les plus précises, et donc la plus performante et la mieux indiquée pour la recherche. Cependant, sa complexité, les moyens informatiques indispensables à son utilisation et le temps de calcul relativement lent pour chaque exécution la rendent peu recommandable pour les industriels. Ces derniers préfèrent des outils de prédictions simples et rapides d'exécution pour piloter leurs opérations.

Notons que certains industriels continuent à utiliser des modèles empiriques pour le calcul de l'effort et du couple de laminage.

Comme la philosophie prônée dans ce travail consiste à mettre au point des modèles utilisables par les industriels, le choix a été porté pour le développement de modèles simples tout en restant ouvert aux progrès récents en mise en forme. Dans ce cas, la méthode des tranches est la plus indiquée.

I.3.1. Méthodes des tranches

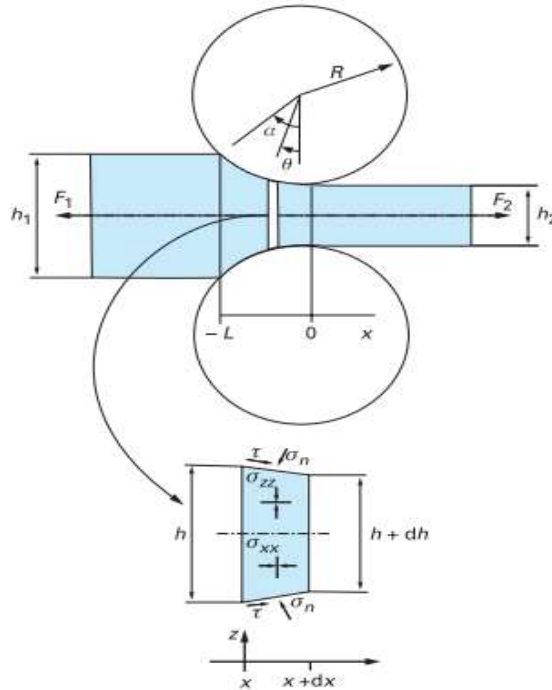


Figure. I.2.Méthode des tranches [11]

-Principes

Le but de cette méthode est de prédire la répartition de contraintes et des vitesses suivant la direction de laminage \vec{x} ainsi que la force de laminage verticale appliquée à la tôle entre les deux cylindres. Le principe est de discrétiser le foyer de laminage en tranches verticales et déterminer l'équation d'équilibre statique.

La méthode des tranches utilise les hypothèses simplificatrices suivantes :

- . Les directions principales $(\vec{x}, \vec{y}, \vec{z})$ des contraintes et des vitesses de déformations coïncident et restent fixes.
- . Les σ_{ij} et les vitesses v_i ne dépendent que de la direction privilégiée \vec{x} .

$$\left(\frac{\partial \sigma}{\partial x} \gg \frac{\partial \sigma}{\partial y} \text{ et } \frac{\partial \sigma}{\partial x} \gg \frac{\partial \sigma}{\partial z} \right)$$

- . Une tranche reste une tranche (pas de cisaillement).
- . Etat de déformation plan.
- . Le frottement de l'outil se traduit par une scission τ calculée par une loi de frottement.
- . Matériau rigide plastique ($\varepsilon^e = 0$).

. Tranche en équilibre ($\sum \vec{F} / \vec{x} = \vec{0}$).

-Mise en équations :

A l'équilibre d'une tranche : $\sum \vec{F} / \vec{x} = \vec{0}$

$$W[-\sigma_x h + (\sigma_x + d\sigma_x)(h + dh) - \sigma_n \sin\theta(ab) + \tau(ab)] = 0$$

$$\sin\theta = \frac{dh}{ab} \Rightarrow ab = \frac{dh}{\sin\theta}$$

$$\cos\theta = \frac{dx}{ab} \Rightarrow ab = \frac{dx}{\cos\theta}$$

$$-\sigma_x h + \sigma_x h + dh\sigma_x + d\sigma_x h + d\sigma_x dh - \sigma_n \sin\theta \frac{dh}{\sin\theta} + \tau \frac{dx}{\cos\theta} = 0$$

$$d\sigma_x dh = 0$$

$$dh\sigma_x + d\sigma_x h - \sigma_n \sin\theta \frac{dh}{\sin\theta} + \tau \frac{dx}{\cos\theta} = 0$$

Approximation du petit angle : $\theta \simeq 0 \Rightarrow \cos\theta = 1$

$$dh\sigma_x + d\sigma_x h - \sigma_n dh + \tau dx = 0$$

On divise sur dx :

$$h \frac{d\sigma_x}{dx} = \frac{dh}{dx} (\sigma_n - \sigma_x) - \tau$$

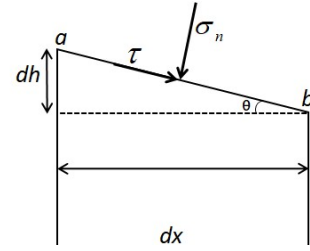
$\sigma_n = \sigma_z$ Car $\sigma_z = \sigma_n \cos\theta \cos\theta = 1$ et donc

$$h \frac{d\sigma_x}{dx} = \frac{dh}{dx} (\sigma_z - \sigma_x) - \tau \quad (1)$$

-Après le plan neutre : c'est la même démarche sauf que τ change de signe

$$h \frac{d\sigma_x}{dx} = \frac{dh}{dx} (\sigma_z - \sigma_x) + \tau \quad (1')$$

Cette dernière équation différentielle d'ordre un contient trois inconnues (σ_x, σ_z, τ). Sa solution passe par l'introduction de deux équations supplémentaires, la première sera donnée par une loi de comportement et la seconde par une loi de frottement. Les conditions aux limites sont données par les tensions en amont et en aval (σ_{xe} et σ_{xs}). Si le laminage se fait sans tensions σ_{xe} et σ_{xs} sont nulles.



L'état de déformation plan combiné à une loi de comportement permet d'exprimer $(\sigma_z - \sigma_x)$ en fonction de ε_3 pour le cas plastique insensible aux vitesses et en fonction de $\dot{\varepsilon}_3$ pour le cas visqueux. Une loi de frottement permettra de calculer la contrainte de scission τ .

La nature ouverte du programme permet d'implémenter différentes lois de comportement et de frottement et donc d'intégrer les progrès récents en mise en forme, tant dans les modèles de comportement volumique que surfaciques (lois de frottement).

I.4. Modèles de Comportement

Un modèle de comportement établit une relation entre les contraintes et les déformations ou les vitesses de déformation: $\sigma_{ij} \leftrightarrow \varepsilon_{ij}$ ou $\sigma_{ij} \leftrightarrow \dot{\varepsilon}_{ij}$

Comme nous traitons le laminage à froid (plasticité) [19], la condition de déformation plane permet d'écrire la formulation générale de la loi de comportement sous la forme suivante [22]:

$$C_0 |\sigma_1 - \sigma_3| = f\left(\frac{1}{C_0} |\varepsilon_3|\right) = \sigma_0 \quad (2)$$

Dans le cas d'un matériau isotrope, $C_0 = \frac{\sqrt{3}}{2}$

Pour un matériau orthotrope $C_0 = \sqrt{\frac{FG + GH + HF}{F + H}}$

Où F, G et H sont des coefficients d'anisotropie identifiés expérimentalement.

$$\bar{\sigma} = \sqrt{H_{ijkl} \sigma_{kl} \sigma_{ij}}$$

Où H_{ijkl} est le tenseur d'anisotropie de Hill.

I.5. Modèles de frottement

Une loi de frottement est une relation qui permet de calculer le vecteur contrainte tangentielle en fonction des paramètres de contact [11].

$$\tau = \tau(X, Y, Z, W, t)$$

- X : Variables thermomécaniques, contraintes normales, vitesses de glissement, température.
- Y : Rhéologie de l'outil et de la pièce déformée, module de Young, coefficient de poisson, contrainte d'écoulement.

- Z : Etat de surface, rugosité, composition chimique, énergie de surface...
- W : Dans le cas d'un contact lubrifié, propriétés du lubrifiant, son mode d'alimentation, ses additifs, etc....
- t : Temps.

En vérité, il n'existe pas de lois de frottement permettant de prendre en considération de façon rigoureuse tous ces paramètres. Il s'agira dans la réalité d'utiliser des modèles tenant compte des paramètres jugés essentiels que l'on intégrera. Ces modèles feront intervenir des constantes adimensionnelles appelés coefficient de frottement déterminé expérimentalement [11,17]. Il traduit l'influence des paramètres cachés, c'est à dire ceux qui ne sont pas explicitement intégrés à la loi.

Une loi de frottement peut être isotrope ou anisotrope. Pour notre part, nous travaillerons dans le premier cadre, c'est à dire que la contrainte tangentielle et la vitesse de glissement ont les mêmes directions [17].

En mise en forme, on peut utiliser plusieurs modèles de frottement selon la nature et la complexité des phénomènes mises en jeu.

Nous présentons dans ce qui suit les modèles les plus usités que nous implantons dans notre programme de calcul. On distingue trois grandes classes de modèles. Les modèles plastiques, viscoplastiques et régularisés.

I.5.1. Modèles de Frottements plastiques

On les appelle aussi modèles de frottements secs.

- **Modèle de Coulomb :**

Il peut être considéré comme une transcription surfacique du modèle rhéologique de Coulomb [17].

$$- \begin{cases} Si \quad \tau < \mu \sigma_n \rightarrow v_g = 0 \\ Si \quad \tau = \mu \sigma_n \rightarrow \exists \lambda \quad tel \ que \quad v_g = -\lambda \tau \\ \tau > \mu \sigma_n : impossible \end{cases}$$

μ est un coefficient qui permet de prendre en considération l'influence des paramètres cachés.

Lors de l'application de cette loi, deux choix sont possibles :

- a. $\tau = \mu \sigma_n$
- b. $\tau = \min \left\{ \mu \sigma_n, \frac{\sigma_0}{\sqrt{3}} \right\}$

Les deux choix sont cohérents et souvent utilisés, nous utiliserons pour notre part la deuxième du fait qu'elle est plus ouverte dans les modèles numériques. La prise en compte de la vitesse de glissement nous amène à adopter l'écriture suivante:

$$\tau = -\min\left\{\mu\sigma_n, \frac{\sigma_0}{\sqrt{3}}\right\} \frac{\bar{v}_g}{|\bar{v}_g|}$$

- Modèle de Tresca

C'est un modèle qui dérive directement de la plasticité de Tresca et de Von-Misés [17].

$$\left\{ \begin{array}{l} \text{si } v_g = 0 \rightarrow \tau = 0 \\ \exists \lambda \text{ tel que } v_g = -\lambda \tau \rightarrow \tau = -m \frac{\sigma_0}{\sqrt{3}} \frac{\bar{v}_g}{|\bar{v}_g|} \\ \tau > m \frac{\sigma_0}{\sqrt{3}} \text{ impossible} \end{array} \right. \quad 0 \leq m \leq 0.85 \quad [17]$$

Un élément fondamental commun à ces deux précédentes lois est qu'ils sont tirés de critères de plasticité et donc présentent la notion de seuil et de critère. Ce qui caractérise les lois de type plastique.

Afin d'éliminer la notion de domaine interdit ($\tau > \tau_c$), on passe aux lois viscoplastiques.

I.5.2. Modèles de frottements viscoplastiques

Sur la base des lois de comportement viscoplastiques qui éliminent la notion de domaine interdit (la contrainte est d'autant plus forte que la vitesse de déformation est grande), a été construit son homologue en terme de comportement de surface. Cela donne une loi de frottement viscoplastique [16, 17]. La loi viscoplastique la plus usitée en mise en forme est celle de Norton Hoff.

- Loi de Norton-Hoff

Elle est fondée sur une analogie avec la loi puissance de fluage.

$$\tau = -\alpha \cdot v_g^p$$

Il existe une forme particulière de cette loi qui est donnée par sa linéarisation, c'est le cas visqueux newtonien qui donne $\tau = -\alpha \cdot v_g$.

On peut aussi écrire la loi viscoplastique de la façon suivante : $\tau = \tau_c \left(\frac{v_g}{v_{ref}} \right)^p$

Où v_{ref} est une vitesse de référence. Pour le cas du laminage, on peut la prendre égale à la vitesse des cylindres de travail. τ_c est calculée par la loi de Coulomb ou de Tresca.

μ, α et p dépendent des paramètres cachés que sont la température, la rugosité, les lubrifiants [17] etc....

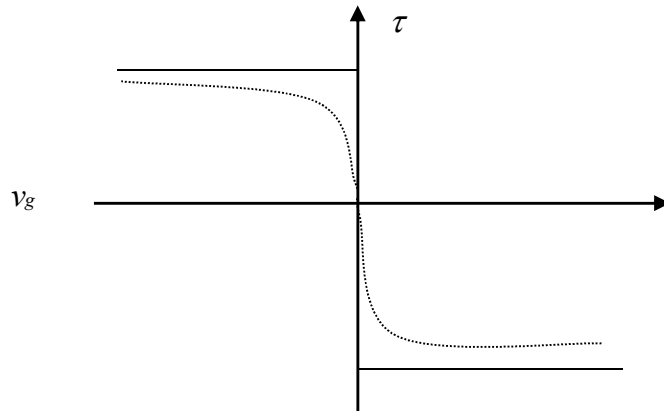


Figure I.3. Contrainte de frottement en fonction de la vitesse de glissement

———— Frottement plastique
 Frottement viscoplastique

I.5.3. Modèles régularisés

Les lois de frottement sec (Coulomb et Tresca) donnent une discontinuité au point neutre. Pour lever cette difficulté, on remplace la relation $\tau(v_g)$ par un lissage continu. Cela donne une relation de type $\tau = \tau_c f(v_g)$ où $f(v_g)$ est une fonction continue et dérivable en tout point. Notons que cette démarche est purement numérique (artifice numérique) et qu'elle est dénuée de sens physique, ce qui n'est pas le cas des lois viscoplastiques. La littérature donne plusieurs propositions pour cette régularisation [17].

- Proposition de Kobayashi

$$\tau = \tau_c \operatorname{arctg} \left(\frac{v_g}{K} \right)$$

τ_c Est calculé dans le cadre d'un modèle de frottement sec.

K Est une constante physique déterminée expérimentalement.

- **Proposition de Gratacos:**

$$\tau = \tau_c \frac{v_g}{\sqrt{v_g^2 + K^2}} \frac{\sigma_n}{\sqrt{\sigma_n^2 + K^2}}$$

Où $K' \rightarrow 1$ si $\sigma_n \gg K'$, ce modèle est une extension au modèle de Kobayashi. Il répond à l'observation expérimentale [17] qui conclut que pour de faibles contraintes normales,

l'influence de σ_n sur τ ne peut être négligé. $\tau_c = m \frac{\sigma_0}{\sqrt{3}}$.

Le caractère ouvert du programme principal facilitera l'implantation du modèle de frottement choisit.

Notons par ailleurs que le frottement est souvent utilisé comme paramètre d'ajustement pour coller aux résultats expérimentaux.

La critique principale que nous pouvons porter à ces modèles est la non prise en compte explicite de la lubrification.

I.6.Elasticité des Cylindres

L'hypothèse des cylindres rigides utilisée usuellement par la méthode des tranches ne peut donner de bonnes prédictions lorsque les contraintes mise en jeux sont importantes, ce qui est généralement le cas lors du laminage à froid. L'écrouissage induit par des déformations plastiques sévères conduit à des contraintes importantes et donc à des déformations élastiques des cylindres non négligeables. Ce qui à pour conséquence d'augmenter la surface de contact entre les cylindres et la tôle laminée et donc d'élever l'effort et le couple de laminage.

En réalité, les cylindres se déforment suivant un arc de cercle

La prise en compte de cette déformée avec une forme complexe reste lourde pour une modélisation simplifiée, on a donc souvent recours à utiliser l'hypothèse de Hitchcock. En se fondant sur l'analyse du contact élastique de Hertz, Hitchcock propose de considérer les cylindres aplatis comme restant circulaires dans l'emprise, mais de rayon accru.

Le cylindre déformé est donc assimilé localement à un roulis de rayon R' , dit rayon de Hitchcock calculé par la formule suivante [2,4] :

$$R' = R \left\{ 1 + \frac{16(1-\nu^2)}{\pi b E} \frac{F}{2h_e - 2h_s} \right\} \quad (3)$$

R , h_e , h_s et b sont respectivement le rayon du cylindre non déformé, la hauteur d'entrée, la hauteur de sortie et la largeur de la tôle.

E et ν sont respectivement le module de Young du cylindre et le coefficient de Poisson du cylindre.

F La force de laminage calculée par la formule suivante :

$$F = \int_{-\alpha}^{\alpha} \sigma_z R' d\theta \quad (4)$$

α et θ respectivement l'angle de laminage et de la tranche (figure I.1).

I.7. Algorithme de calcul

L'organigramme de calcul est illustré par la figure suivante (figure I.4). Le point neutre est d'abord déterminé par une méthode de tir. Pour une position donnée du point neutre, la contrainte longitudinale est calculée en intégrant l'équation de Karman à l'aide de la méthode Runge-Kutta. On ajuste ensuite la valeur du point neutre par une technique qui utilise la méthode de la sécante jusqu'à ce que les contraintes longitudinales calculées coïncident avec les données de départ. La prise en compte de l'élasticité des cylindres par la méthode de Hitchcock a été réalisée par un algorithme basé sur la méthode du point fixe

Il en résulte un modèle efficace et rapide qui permet de tester facilement différentes hypothèses en calculant les contraintes, les vitesses, l'effort et le couple de laminage.

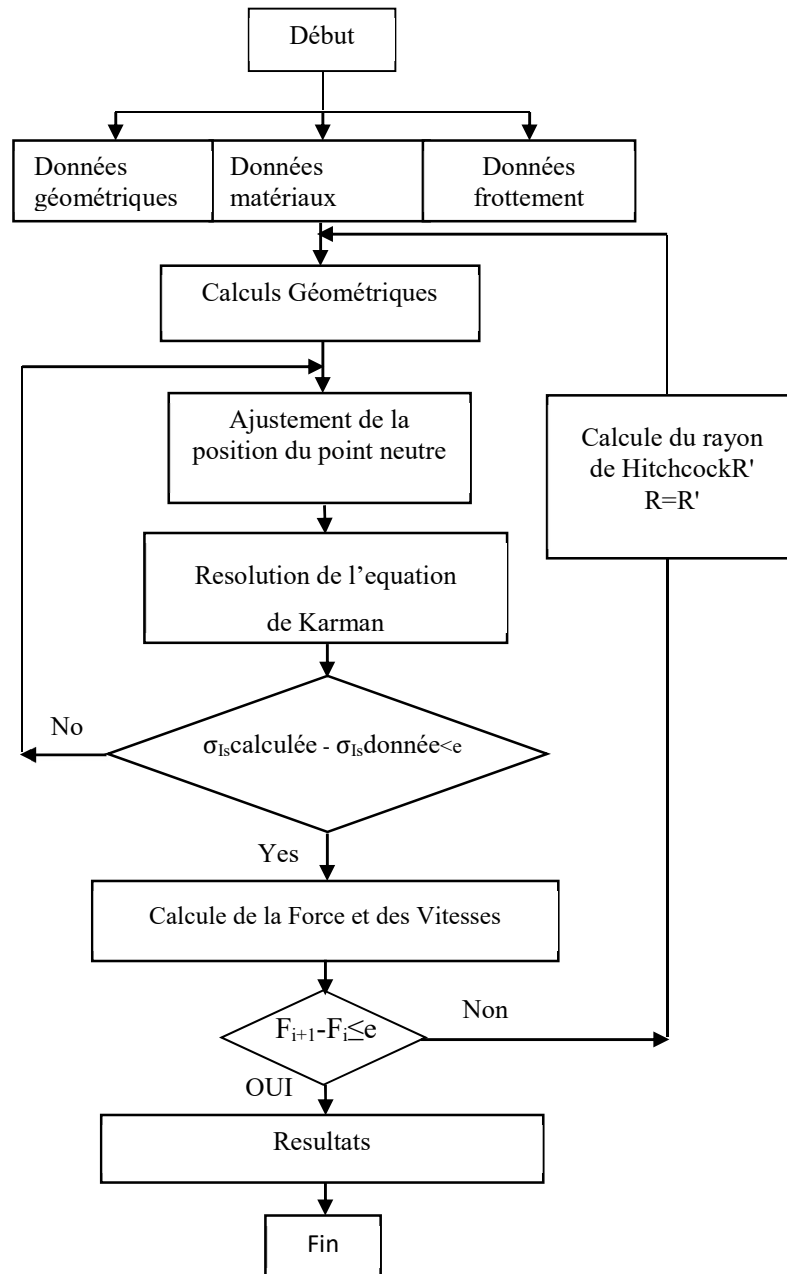


Figure I.4. Algorithme de calcul proposé

I.8. Validation du modèle

Nous proposons de comparer les résultats donnés par notre modèle à des simulations éléments finis de logiciels commerciaux (LAM3) puis à des résultats expérimentaux tirés de la littérature. LAM3 est un logiciel utilisé pour les calculs thermo-mécaniques par éléments finis ; il est actuellement appliqué par les chercheurs d'Arcelor-Mittal pour simuler des opérations de laminage. La comparaison est faite en utilisant les données et les résultats présentés dans [13].

- Comparaisons à LAM3

L'ensemble de données utilisées sont présentés dans ce qui suit :

- Paramètres géométriques :

$h_e = 1,957 \text{ mm}$, $h_s = 1,370$, $R = 250\text{mm}$, $b=1000\text{mm}$

- Paramètres Matériau: Matériau élasto-plastique parfait

Caractéristiques élastiques des cylindres de travail: $E=210\text{GPa}$, Coefficient de Poisson=0.3

Caractéristique plastique de la tôle laminée : $\sigma_0 = 600\text{Mpa}$ -

- Paramètres frottement:

Le modèle utilisé est celui de Tresca

$$\tau = -m \frac{\sigma_0}{\sqrt{3}} \frac{\vec{v}_g}{|\vec{v}_g|} ; m = 0.4$$

- Paramètres technologiques:

$$\sigma_{xe} = \sigma_{xs} = 150\text{MPa} \quad \omega = 4\text{rad} / s$$

σ_{xe} et σ_{xs} sont respectivement les contraintes longitudinales en amont en aval. Elles sont données par les valeurs des tensions inter-cages. ω est la vitesse angulaire des cylindres de travail.

Les efforts et couples de laminage obtenu par le modèle elastoplastique sont pratiquement égaux à ceux obtenus par LAM3. Ces résultats sont de bonnes indications sur la fiabilité du modèle développé dans ce travail mais insuffisantes selon les normes d'aujourd'hui pour valider définitivement le modèle. Pour cela, il est indispensable de comparer les variations des contraintes et des vitesses le long de la zone de déformation.

Dans les deux figures suivantes, des comparaisons entre les contraintes normales et longitudinales obtenus dans les cas rigides plastiques où l'élasticité des cylindres est négligée et les cas où élastoplastique où l'élasticité des cylindres est prise en compte avec les résultats donnés par LAM3.

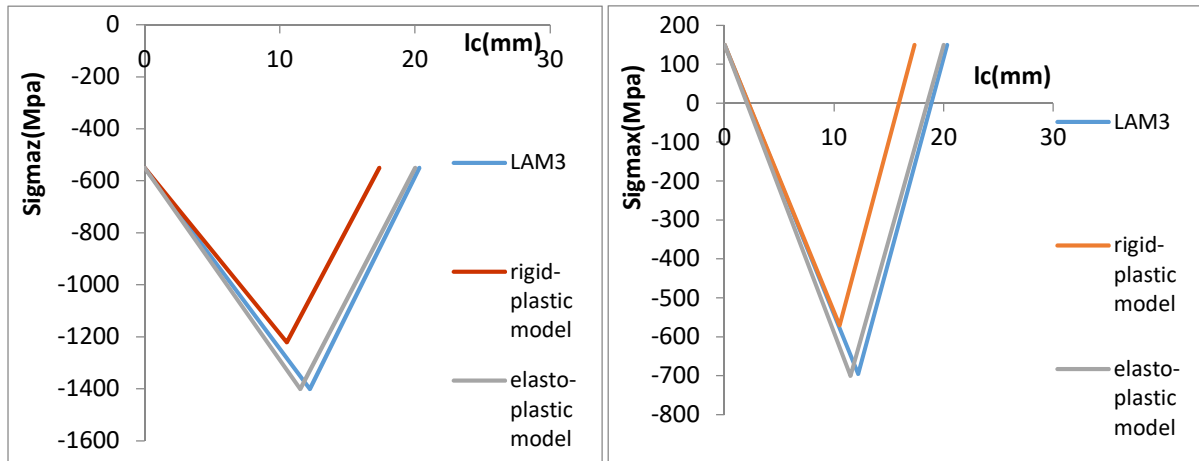


Figure. I.5. Contrainte du laminage à froid (elasto-plastique) case: A)longitudinal, B)normal
 Les résultats obtenus confirment que le modèle du modèle élastoplastique développé puisqu'il donne pratiquement les mêmes résultats que LAM3.

- **Comparaisons à l'expérimental**

Afin de confirmer la validation du modèle, on propose de comparer ces résultats à des mesures expérimentales tirées de la littérature [13,19]

Tableau I.1. Paramètres du processus de laminage pour les validations expérimentales

Validation	K (MPa)	h _e (mm)	h _s (mm)	R(mm)	Ω (rad/s)
Expérimental	4800	1.6	1.15	79.37	4

Tableau I.2. Lois de comportement et de Frottement utilisées

Validation	Lois de comportement	Lois de Frottement	Vitesse de rotation (rad/s)
Expérimental	$\sigma_0 = 80(1 + 60\bar{\epsilon})^{0.45}$	$\tau = \tau_c \frac{v_g}{\sqrt{v_g^2 + K^2}} \frac{\sigma_n}{\sqrt{\sigma_n^2 + K'^2}}$ $\tau_c = m \frac{\sigma_0}{\sqrt{3}}, m=0.7; K^2=5.10^{-5}$	4

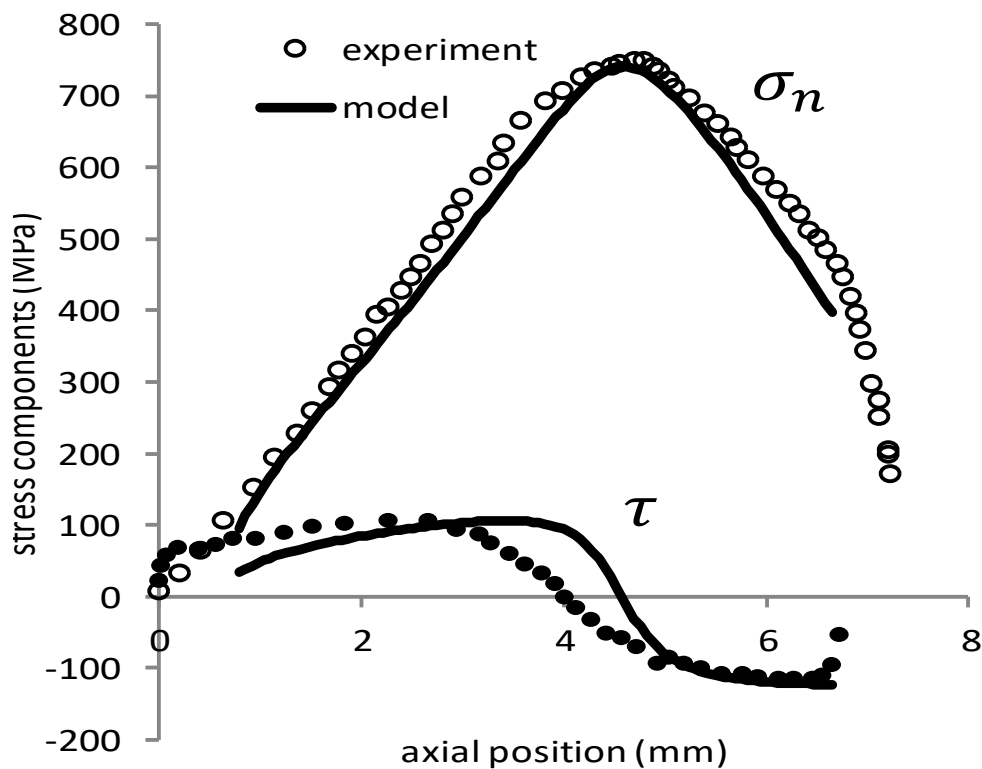


Figure I.6. Validations des distributions des contraintes normales et de frottement par rapport aux expériences (composantes de contraintes normales et tangentielles) [7].

La figure III.6 confirme que le modèle mis au point dans ce travail donne de bonnes prédictions.

Conclusion

Dans cette partie du premier chapitre, le modèle de base qui permet de calculer la variation des pressions et des vitesses suivant la direction de laminage a été présenté. La nature ouverte de la programmation a permis de tester différentes hypothèses et de comparer les résultats obtenus avec une simulation éléments finis et des résultats expérimentaux ont confirmé sa fiabilité.

Ce modèle est valable pour une cage de travail, or aujourd'hui ce sont les laminoirs continus avec plusieurs passes qui sont utilisés (laminoir tandem). Dans ce cas, le principal problème réside dans la régulation des tensions entre les passes. Le travail qui suit propose une contribution pour régler ce problème.

I.9. Le laminage tandem

I.9.1. Introduction

Le processus de laminage joue un rôle important dans l'industrie sidérurgique. Les laminoirs tandems sont très utilisés car elles permettent un laminage continu et donc une productivité élevée. Il se compose de plusieurs cages alignées. Son but est de convertir des tôles laminées à chaud en bandes minces ayant des épaisseurs fines (inférieurs à 1.5 mm). Cependant, le passage d'une cage de travail à une autre pose des problèmes technologiques complexes et pas toujours faciles à résoudre. Le problème principal qui se pose aux industriels dans ce cas reste le contrôle des tensions inter-cages. Outre l'augmentation de l'effort de laminage induit par des tensions faibles, le risque d'ondulations des tôles constitue un véritable casse-tête aux praticiens. Par ailleurs, des tensions faibles risquent d'engendrer des incidents de ruptures de bandes avec des conséquences très graves sur les équipements et les coûts de production. La solution de ce problème passe inévitablement par une modélisation du laminage continu avec des prédictions fiables des rectifications des tensions inter-cages à apporter. L'objet de ce travail est de doter les industriels de cet outil afin de pouvoir réguler ces tensions.

En effet, le laminage à froid en tandem est un procédé très complexe, non linéaire et multivariable. De nombreux chercheurs [1,3] ont étudié cette problématique afin de maîtriser le processus et produire des bandes qui répondent aux exigences industrielles qui sont essentiellement liées aux précisions dimensionnelles et aux propriétés mécaniques. D'autres travaux ont également été proposés pour offrir une amélioration et une robustesse aux perturbations du processus [4-5].

Par ailleurs, la modélisation d'un processus de laminage peut être effectuée à diverses fins. Différents modèles ont été étudiés et développés pour prédire le couple de laminage, la force, les contraintes et les vitesses ainsi que les déformations élastiques des équipements afin de dimensionner les cages et d'ajuster l'écartement des cylindres pour un fonctionnement optimal du laminage [6-7].

La connaissance préalable des propriétés mécaniques et donc de la loi de comportement du matériau laminé est indispensable pour de bonnes prédictions et un calcul fiable de l'effort et du couple de laminage et donc de l'énergie nécessaire au bon fonctionnement des équipements. Cela permet d'optimiser la consommation d'énergie et de diminuer les coûts de production.

L'objectif principal de ce travail est de développer un modèle de calcul des contraintes d'une cage et de leurs effets sur la cage suivante. Ce modèle permet de corriger les tensions inter-cages qui représentent un sérieux problème en tandem. Sur la base de la méthode des tranches et en utilisant la technique de Newton, nous développons un modèle pour les cinq cages du

processus. Il est montré que le modèle obtenu peut être appliqué efficacement pour la correction des tensions inter-cages et l'obtention des tensions et des vitesses acceptables [19].

I.9.2. Aperçu du processus

Le laminage à froid tandem de la bande en acier est un processus qui permet de laminier simultanément une bobine de grande longueur dans plusieurs cages (voir figure I.2).

Le processus de laminage à froid donne après une réduction supplémentaire une bande plus mince généralement inférieur ou égale à 1,25 millimètres.

La réduction de l'épaisseur est provoquée par un effort de compression très important entre le cylindre de travail et la tôle. Dans cette région le métal est en déformation plastique. Du fait du frottement, il s'écoule suivant la direction longitudinale entre la bande et la surface du cylindre de travail.

Pour bien piloter une opération de laminage continu, il est indispensable de contrôler les paramètres qui le gouvernent (dimensions, vitesses, tensions, couple et effort de laminage). Ce contrôle nécessite une instrumentation fiable que nous présentons ci-dessous [4,5].

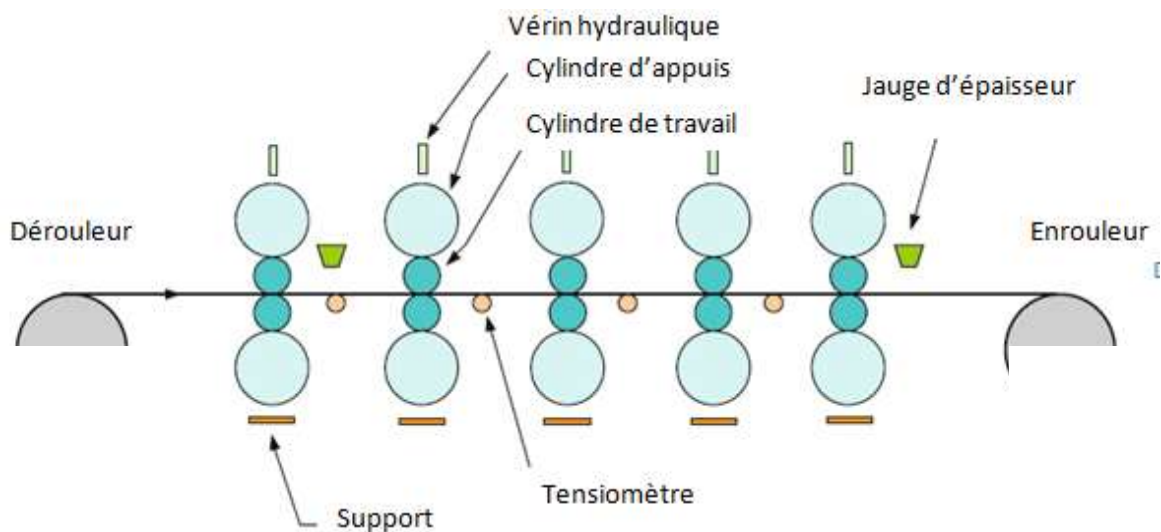


Figure. I.7. Laminoir tandem de Cinq-cages.

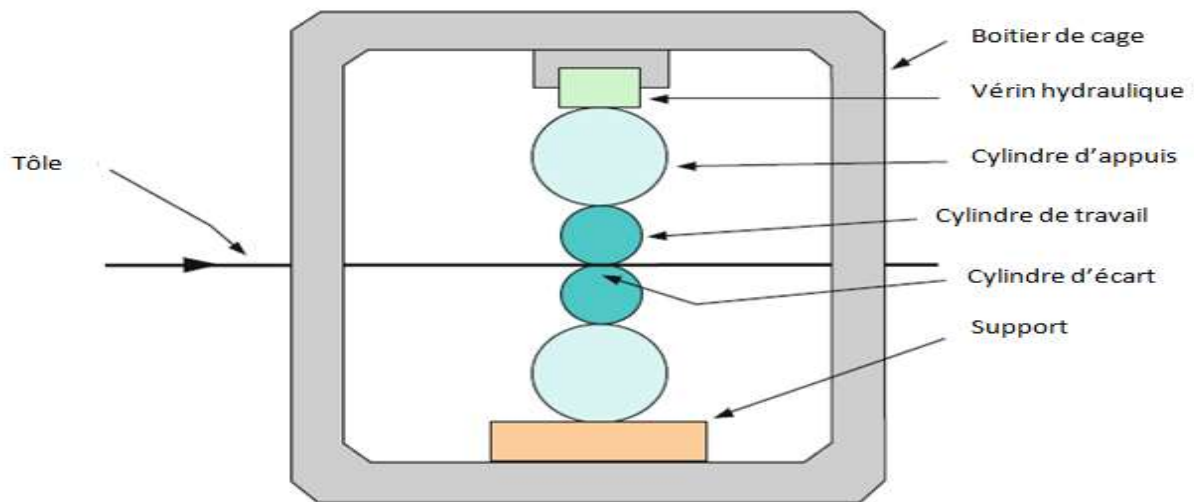


Figure.I.8. disposition typique d'une cage de laminage quarto

L'instrumentation du laminoir se compose généralement des sondes pour mesurer la force exercée sur les cylindres de travail, les forces de tensions inter cage, l'épaisseur de bande à la sortie de la première et la dernière cage, les vitesses de cylindre de travail, les forces exercées par le système hydraulique et la vitesse réelle de la bande [5].

I.9.3. Avantages du laminage à froid tandem continu

Le laminage tandem a plusieurs avantages par rapport au processus réalisé dans une seule cage.

Le plus significatif de ces derniers est l'augmentation de la productivité réalisée en raison de non interruption du procédé sans avoir à changer les bobines.

C'est pour cela que pratiquement toutes les nouvelles installations dans les vingtièmes siècles sont les tandems.

I.9.4. Découplage des calculs multi cages

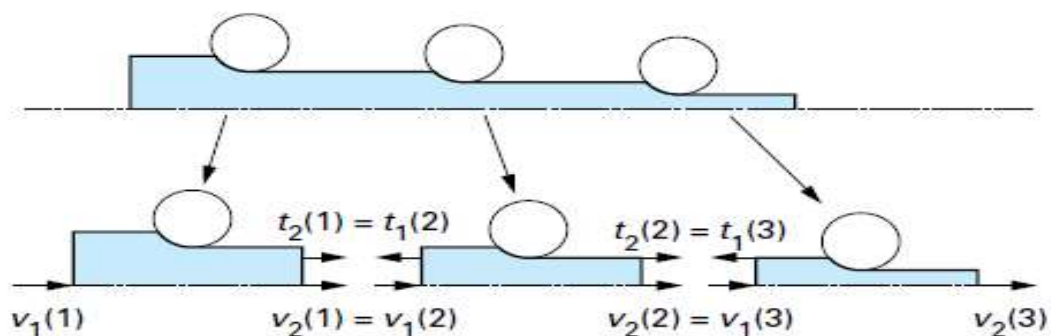


Figure. I.9.Découplage des calculs multi cages. Condition cinématique et mécanique [11]

- les tractions imposées sont supposées homogènes sur les sections d'entrée et de sortie, c'est-à-dire $t_1(i)$ et $t_2(i)$ évidemment :

$$t_2(i) = t_1(i + 1) \text{ with } i = 1, 2, 3, 4. \quad (5)$$

Où t_1 et t_2 désignent les tensions d'entrée et de sortie.

Les tensions aux limites s'imposent donc :

$$\Delta t_1(1) = \Delta t_2(5) = 0 \quad (6)$$

De plus, la méthode des tranches calcule le point neutre de chaque cage, ce qui permet d'obtenir les vitesses et . Pour y parvenir, nous devons respecter la condition suivante :

Nous commençons un calcul itératif de l'inter-peuplement (1)-(2), qui sera ensuite appliqué aux autres inter-cage. Dans un premier temps, on calcule les valeurs de $t_1(i)$ et $t_2(i)$ et donc les corrections correspondantes Δt qui peuvent être appliquées pour obtenir une précision proche de celle requise. On suppose alors obtenu, à un certain stade, les approximations $v_2(1)$ et $v_1(2)$, qui sont fonction de $t_1(2)$ et $t_2(2)$. En utilisant la méthode de Newton, on obtient :

$$v_2(1) + \Delta v_2(1) = v_2(1) + \frac{\partial v_2(1)}{\partial t_1(1)} \Delta t_1(1) + \frac{\partial v_2(1)}{\partial t_2(1)} \Delta t_2(1) = v_1(2) + \Delta v_1(2)$$

$$v_1(2) + \Delta v_1(2) = v_1(2) + \frac{\partial v_1(2)}{\partial t_1(2)} \Delta t_1(2) + \frac{\partial v_1(2)}{\partial t_2(2)} \Delta t_2(2)$$

$$v_2(1) + \Delta v_2(1) - [v_1(2) + \Delta v_1(2)] = 0$$

$$v_2(1) + \frac{\partial v_2(1)}{\partial t_1(1)} \Delta t_1(1) + \frac{\partial v_2(1)}{\partial t_2(1)} \Delta t_2(1) - v_1(2) - \frac{\partial v_1(2)}{\partial t_1(2)} \Delta t_1(2) - \frac{\partial v_1(2)}{\partial t_2(2)} \Delta t_2(2)$$

$$v_2(1) - v_1(2) = + \frac{\partial v_2(1)}{\partial t_1(1)} \Delta t_1(1) + \frac{\partial v_2(1)}{\partial t_2(1)} \Delta t_2(1) - \frac{\partial v_1(2)}{\partial t_1(2)} \Delta t_1(2) - \frac{\partial v_1(2)}{\partial t_2(2)} \Delta t_2(2)$$

Sachant que: $\Delta t_1(1) = 0$ et $\Delta t_2(1) = \Delta t_1(2)$:

$$v_2(1) - v_1(2) = \frac{\partial v_2(1)}{\partial t_2(1)} \Delta t_2(1) - \frac{\partial v_1(2)}{\partial t_1(2)} \Delta t_2(1) - \frac{\partial v_1(2)}{\partial t_2(2)} \Delta t_2(2)$$

$$v_2(1) - v_1(2) = \left[\frac{\partial v_2(1)}{\partial t_2(1)} - \frac{\partial v_1(2)}{\partial t_1(2)} \right] \Delta t_2(1) - \frac{\partial v_1(2)}{\partial t_2(2)} \Delta t_2(2)$$

En utilisant les mêmes étapes de calcul pour les autres inter-stands ; (2)-(3), (3)-(4) et (4)-(5), on obtient les équations suivantes :

$$\partial v_1(2) - \partial v_2(1) = \left[\frac{\partial v_2(1)}{\partial t_2(1)} - \frac{\partial v_1(2)}{\partial t_1(2)} \right] \Delta t_2(1) - \left[\frac{\partial v_1(2)}{\partial t_2(2)} \right] \Delta t_2(2) \quad (7)$$

$$\partial v_1(3) - \partial v_2(2) = \left[\frac{\partial v_2(2)}{\partial t_2(2)} - \frac{\partial v_1(3)}{\partial t_1(3)} \right] \Delta t_2(2) - \left[\frac{\partial v_1(3)}{\partial t_2(3)} \right] \Delta t_2(3) + \left[\frac{\partial v_2(2)}{\partial t_1(2)} \right] \Delta t_2(1) \quad (8)$$

$$\partial v_1(4) - \partial v_2(3) = \left[\frac{\partial v_2(3)}{\partial t_2(3)} - \frac{\partial v_1(4)}{\partial t_1(4)} \right] \Delta t_2(3) - \left[\frac{\partial v_1(4)}{\partial t_2(4)} \right] \Delta t_2(4) + \left[\frac{\partial v_2(3)}{\partial t_1(3)} \right] \Delta t_2(2) \quad (9)$$

$$\partial v_1(5) - \partial v_2(4) = \left[\frac{\partial v_2(4)}{\partial t_2(4)} - \frac{\partial v_1(5)}{\partial t_1(5)} \right] \Delta t_2(4) - \left[\frac{\partial v_1(5)}{\partial t_2(5)} \right] \Delta t_2(5) \quad (10)$$

In the matrix form $\Delta t = M^{-1} \Delta v$, the previous equations become:

Sous la forme matricielle $\Delta t = M^{-1} \Delta v$, les équations précédentes deviennent :

$$\begin{pmatrix} \Delta t_2(2) \\ \Delta t_2(2) \\ \Delta t_2(3) \\ \Delta t_2(4) \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \frac{\partial v_2(1)}{\partial t_2(1)} - \frac{\partial v_1(2)}{\partial t_1(2)} & -\frac{\partial v_1(2)}{\partial t_2(2)} & 0 & 0 \\ \frac{\partial v_2(2)}{\partial t_1(2)} & \frac{\partial v_2(2)}{\partial t_2(2)} - \frac{\partial v_1(3)}{\partial t_1(3)} & -\frac{\partial v_1(3)}{\partial t_2(3)} & 0 \\ 0 & \frac{\partial v_2(3)}{\partial t_1(3)} & \frac{\partial v_2(3)}{\partial t_2(3)} - \frac{\partial v_1(4)}{\partial t_1(4)} & -\frac{\partial v_1(4)}{\partial t_2(4)} \\ 0 & 0 & \frac{\partial v_1(4)}{\partial t_1(4)} & \frac{\partial v_2(4)}{\partial t_2(4)} - \frac{\partial v_1(5)}{\partial t_1(5)} \end{pmatrix}^{-1} \begin{pmatrix} v_1(2) - v_2(1) \\ v_1(3) - v_2(2) \\ v_1(4) - v_2(3) \\ v_1(5) - v_2(4) \end{pmatrix} \quad (11)$$

La relation entre vitesse et tension permet de déterminer les coefficients d'influence ; $\frac{\partial v_1}{\partial t_1}$, $\frac{\partial v_2}{\partial t_1}$,

$\frac{\partial v_1}{\partial t_2}$, $\frac{\partial v_2}{\partial t_2}$, ce qui permet alors d'en déduire le Δt ainsi que les tensions réelles $t' = t + \Delta t$.

I.9.5. La relation entre les vitesses et les tensions

pour pouvoir calculer $\frac{\partial v}{\partial T}$ des dérivées « entrée et sortie »

$$\frac{\partial v_2}{\partial t_1} = \frac{\partial}{\partial t_1} \left[\frac{WR(1+R\theta_n^2)}{h_2} \right] \quad \text{puisque } \theta_n \text{ dépend de } T_1 \text{ et } T_2$$

On sait que $\frac{\partial}{\partial x} (f(x))^n = n f(x)^{n-1} \cdot \frac{\partial}{\partial x} f(x)$

$$\Rightarrow \frac{\partial v_2}{\partial t_1} = \frac{wR}{h_2} \frac{\partial}{\partial t_1} (1 + R\theta_n^2) = \frac{wR^2}{h_2} \frac{\partial \theta_n^2}{\partial t_1}$$

$$= 2 \frac{wR^2}{h_2} \theta_n \frac{\partial \theta_n}{\partial t_1}$$

$\frac{\partial \theta_n}{\partial t_1} = ? \Rightarrow$ il faut déduire et après faire les dérivées $\frac{\partial \theta_n}{\partial t_1}$ et $\frac{\partial \theta_n}{\partial t_2}$

Il y a plusieurs formules dans la littérature qui déterminent la position du point neutre basé sur différentes hypothèses et approximations, parmi ces formules [11 -13]:

$$H(\varphi) = \sqrt{\frac{2R}{h_2}} \operatorname{Arctan} \sqrt{\frac{R}{2h_2}} \varphi$$

$$\theta_n = \sqrt{\frac{2h_2}{R}} \tan \sqrt{\frac{2h_2}{2R}} H_n$$

$$H_n = \frac{h_1}{2} - \frac{1}{2\mu} \log \left(\frac{1 - \frac{t_2}{2\frac{\sigma_0}{\sqrt{3}}}}{h_2 \frac{1 - \frac{t_1}{2\frac{\sigma_0}{\sqrt{3}}}}{h_2}} \right)$$

$$H_n = (1 + R\theta_n^2)$$

$$\sqrt{\frac{2R}{h_2}} \operatorname{Arctan} \sqrt{\frac{R}{2h_2}} \theta_n = \frac{h_1}{2} - \frac{1}{2\mu} \log \left(\frac{1 - \frac{t_2}{2\frac{\sigma_0}{\sqrt{3}}}}{h_2 \frac{1 - \frac{t_1}{2\frac{\sigma_0}{\sqrt{3}}}}{h_2}} \right) \quad \text{On peut déduire } \theta_n$$

$$\theta_n = \sqrt{\frac{2h_2}{R}} \tan \sqrt{\frac{2h_2}{2R}} \left(\frac{h_1}{2} - \frac{1}{2\mu} \log \left(\frac{1 - \frac{t_2}{2\frac{\sigma_0}{\sqrt{3}}}}{h_2 \frac{1 - \frac{t_1}{2\frac{\sigma_0}{\sqrt{3}}}}{h_2}} \right) \right)$$

$$\theta_n = \sqrt{\frac{2h_2}{R}} \tan \sqrt{\frac{2h_2}{2R}} \left(\frac{h_1}{2} - \frac{1}{2\mu} \log \left(\frac{1 - \frac{t_2}{2\frac{\sigma_0}{\sqrt{3}}}}{h_2 \frac{1 - \frac{t_1}{2\frac{\sigma_0}{\sqrt{3}}}}{h_2}} \right) \right) \quad \text{sachant que } \sigma'_0 = 2 \frac{\sigma_0}{\sqrt{3}}$$

On appliquant l'approximation des petites angles ;

$$\Rightarrow \theta_n = \left(\frac{h_2 h_1}{4R} - \frac{h_2}{4R\mu} \log \left(\frac{h_1 \frac{1 - \frac{t_2}{\sigma_0'}}{\sigma_0}}{h_2 \frac{1 - \frac{t_1}{\sigma_0'}}{\sigma_0}} \right) \right) \text{ depuis cette équation, on peut calculer les dérivés } \frac{\partial \theta_n}{\partial t_1} \text{ et}$$

$$\frac{\partial \theta_n}{\partial t_2}$$

$$\frac{\partial \theta_n}{\partial t_1} = \frac{\partial}{\partial t_1} \left(\frac{h_2 h_1}{4R} - \frac{h_2}{4R\mu} \log \left(\frac{h_1 \frac{1 - \frac{t_2}{\sigma_0'}}{\sigma_0}}{h_2 \frac{1 - \frac{t_1}{\sigma_0'}}{\sigma_0}} \right) \right)$$

$$\frac{\partial}{\partial t_1} \left(\frac{h_2 h_1}{4R} \right) = 0 \text{ puisque cette formule ne depend pas de } t_1$$

$$\Rightarrow \frac{\partial \theta_n}{\partial t_1} = \frac{\partial}{\partial t_1} \left(- \frac{h_2}{4R\mu} \log \left(\frac{h_1 \frac{1 - \frac{t_2}{\sigma_0'}}{\sigma_0}}{h_2 \frac{1 - \frac{t_1}{\sigma_0'}}{\sigma_0}} \right) \right)$$

$$\frac{\partial \theta_n}{\partial t_1} = \left(- \frac{h_2}{4R\mu} \frac{\partial}{\partial t_1} \log \left(\frac{h_1 \frac{1 - \frac{t_2}{\sigma_0'}}{\sigma_0}}{h_2 \frac{1 - \frac{t_1}{\sigma_0'}}{\sigma_0}} \right) \right)$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial \theta_n}{\partial t_1} &= - \frac{h_2}{4R\mu} \left(\frac{\partial}{\partial t_1} \log \left(\frac{h_1}{h_2} \right) + \frac{\partial}{\partial t_1} \log \left(1 - \frac{t_2}{\sigma_0'} \right) - \frac{\partial}{\partial t_1} \log \left(1 - \frac{t_1}{\sigma_0'} \right) \right) \\ &= + \frac{h_2}{4R\mu} \left(\frac{\partial}{\partial t_1} \log \left(1 - \frac{t_1}{\sigma_0'} \right) \right) \end{aligned}$$

$$\text{Puisque } \frac{\partial}{\partial t_1} \log \left(\frac{h_1}{h_2} \right) = 0 \text{ ET } \frac{\partial}{\partial t_1} \log \left(1 - \frac{t_2}{\sigma_0'} \right) = 0$$

$$\frac{\partial \theta_n}{\partial t_1} = + \frac{h_2}{4R\mu} \left(\frac{\partial}{\partial t_1} \log \left(1 - \frac{t_1}{\sigma_0'} \right) \right) = \frac{h_2}{4R\mu} \left(\frac{0 - \frac{\sigma_0'}{\sigma_0'^2}}{1 - \frac{t_1}{\sigma_0'}} \right)$$

$$= \frac{h_2}{4R\mu} \left(\frac{\frac{\sigma_0'}{\sigma_0'^2}}{\frac{\sigma_0' - t_1}{\sigma_0'}} \right) = \frac{h_2}{4R\mu} \left(\frac{1}{\sigma_0' - t_1} \right) \quad \text{Comme } \sigma_0' = 2 \frac{\sigma_0}{\sqrt{3}}$$

$$\Rightarrow \frac{\partial \theta_n}{\partial t_1} = \frac{h_2}{4R\mu} \left(\frac{1}{2 \frac{\sigma_0}{\sqrt{3}} - t_1} \right)$$

$$\frac{\partial \theta_n}{\partial t_2} = \frac{\partial}{\partial t_2} \left(\frac{h_2 h_1}{4R} - \frac{h_2}{4R\mu} \log \left(\frac{h_1 \frac{1 - \frac{t_2}{\sigma_0'}}{\sigma_0'}}{h_2 \frac{1 - \frac{t_1}{\sigma_0'}}{\sigma_0'}} \right) \right)$$

$\frac{\partial}{\partial t_2} \left(\frac{h_2 h_1}{4R} \right) = 0$ puisque cette formule ne depend pas de t_2

$$\Rightarrow \frac{\partial \theta_n}{\partial t_2} = \frac{\partial}{\partial t_2} \left(- \frac{h_2}{4R\mu} \log \left(\frac{h_1 \frac{1 - \frac{t_2}{\sigma_0'}}{\sigma_0'}}{h_2 \frac{1 - \frac{t_1}{\sigma_0'}}{\sigma_0'}} \right) \right)$$

$$\frac{\partial \theta_n}{\partial t_2} = \left(- \frac{h_2}{4R\mu} \frac{\partial}{\partial t_1} \log \left(\frac{h_1 \frac{1 - \frac{t_2}{\sigma_0'}}{\sigma_0'}}{h_2 \frac{1 - \frac{t_1}{\sigma_0'}}{\sigma_0'}} \right) \right)$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial \theta_n}{\partial t_2} &= - \frac{h_2}{4R\mu} \left(\frac{\partial}{\partial t_2} \log \left(\frac{h_1}{h_2} \right) + \frac{\partial}{\partial t_2} \log \left(1 - \frac{t_2}{\sigma_0'} \right) - \frac{\partial}{\partial t_2} \log \left(1 - \frac{t_1}{\sigma_0'} \right) \right) \\ &= - \frac{h_2}{4R\mu} \left(\frac{\partial}{\partial t_2} \log \left(1 - \frac{t_2}{\sigma_0'} \right) \right) \end{aligned}$$

Puisque $\frac{\partial}{\partial t_2} \log \left(\frac{h_1}{h_2} \right) = 0$ ET $\frac{\partial}{\partial t_2} \log \left(1 - \frac{t_1}{\sigma_0'} \right) = 0$

$$\frac{\partial \theta_n}{\partial t_2} = + \frac{h_2}{4R\mu} \left(\frac{\partial}{\partial t_1} \log \left(1 - \frac{t_2}{\sigma_0'} \right) \right) = \frac{h_2}{4R\mu} \left(\frac{0 - \frac{\sigma_0'}{2}}{\frac{\sigma_0'}{\sigma_0} \left(1 - \frac{t_2}{\sigma_0'} \right)} \right)$$

$$= \frac{h_2}{4R\mu} \left(\frac{\frac{\sigma_0'}{2}}{\frac{\sigma_0'}{\sigma_0} \left(\frac{\sigma_0'}{\sigma_0} - t_2 \right)} \right) = \frac{h_2}{4R} \left(\frac{1}{\left(\frac{\sigma_0'}{\sigma_0} - t_2 \right)} \right) \quad \text{Comme } \sigma_0' = 2 \frac{\sigma_0}{\sqrt{3}}$$

$$\Rightarrow \frac{\partial \theta_n}{\partial t_2} = \frac{h_2}{4R\mu} \left(\frac{1}{2 \frac{\sigma_0}{\sqrt{3}} - t_2} \right)$$

-Après avoir les relations $\frac{\partial \theta_n}{\partial t_2}$ et $\frac{\partial \theta_n}{\partial t_1}$ on peut donc calculer :

$$\frac{\partial v_1}{\partial t_1}, \quad \frac{\partial v_1}{\partial t_2}, \quad \frac{\partial v_2}{\partial t_1}, \quad \frac{\partial v_2}{\partial t_2}.$$

$\frac{\partial v_2}{\partial t_1} = 2 \frac{WR^2}{h_2} \theta_n \frac{\partial \theta_n}{\partial t_1}$ on remplace $\frac{\partial \theta_n}{\partial t_1}$ par sa valeur calculée

$$\Rightarrow \frac{\partial v_2}{\partial t_1} = 2 \frac{WR^2}{h_2} \theta_n \frac{h_2}{4R\mu} \left(\frac{1}{2 \frac{\sigma_0}{\sqrt{3}} - t_1} \right)$$

$$\frac{\partial v_2}{\partial t_1} = \frac{2WR^2 \theta_n}{h_2} \frac{h_n}{4R\mu} \left(\frac{1}{2 \frac{\sigma_0}{\sqrt{3}} - t_1} \right)$$

$$\frac{\partial v_2}{\partial t_1} = \frac{WR\theta_n}{h_2} \frac{1}{2\mu} \left(\frac{1 + R\theta_n^2}{2 \frac{\sigma_0}{\sqrt{3}} - t_1} \right) = \frac{WR\theta_n}{2\mu \left(\frac{2\sigma_0}{\sqrt{3}} - t_1 \right)} \left(\frac{1 + R\theta_n^2}{h_2} \right)$$

$$\frac{\partial v_2}{\partial t_2} = \frac{\partial}{\partial t_2} \left[\frac{WR(1+R\theta_n^2)}{h_2} \right]$$

On sait que $\frac{\partial}{\partial x} (f(x))^n = n f(x)^{n-1} \cdot \frac{\partial}{\partial x} f(x)$

$$\Rightarrow \frac{\partial v_2}{\partial t_2} = \frac{wR}{h_2} \frac{\partial}{\partial t_2} (1 + R\theta_n^2) = \frac{wR^2}{h_2} \frac{\partial \theta_n^2}{\partial t_2}$$

$$= 2 \frac{WR^2}{h_2} \theta_n \frac{\partial \theta_n}{\partial t_2} \frac{\partial \theta_n}{\partial t_2} = \frac{h_2}{4R\mu} \left(\frac{1}{2 \frac{\sigma_0}{\sqrt{3}} - t_2} \right)$$

$$\frac{\partial v_2}{\partial t_2} = 2 \frac{WR^2}{h_2} \theta_n \frac{h_2}{4R\mu} \left(\frac{1}{2 \frac{\sigma_0}{\sqrt{3}} - t_2} \right)$$

$$\frac{\partial v_2}{\partial t_2} = \frac{2WR^2 \theta_n}{h_2} \frac{h_n}{4R\mu} \left(\frac{1}{2 \frac{\sigma_0}{\sqrt{3}} - t_2} \right)$$

$$\Rightarrow \frac{\partial v_2}{\partial t_2} = \frac{WR\theta_n}{h_2} \frac{1}{2\mu} \left(\frac{1 + R\theta_n^2}{2 \frac{\sigma_0}{\sqrt{3}} - t_2} \right) = \frac{WR\theta_n}{2\mu \left(\frac{2\sigma_0}{\sqrt{3}} - t_2 \right)} \left(\frac{1 + R\theta_n^2}{h_2} \right)$$

$$v_1 = \frac{(1 + R\theta_n^2)wR}{h_1}$$

$$\frac{\partial v_1}{\partial t_1} = \frac{\partial}{\partial t_1} \left[\frac{WR(1+R\theta_n^2)}{h_1} \right]$$

On sait que $\frac{\partial}{\partial x} (f(x))^n = n f(x)^{n-1} \cdot \frac{\partial}{\partial x} f(x)$

$$\begin{aligned} &\Rightarrow \frac{\partial v_1}{\partial t_1} = \frac{wR}{h_1} \frac{\partial}{\partial t_1} (1 + R\theta_n^2) = \frac{wR^2}{h_1} \frac{\partial \theta_n^2}{\partial t_1} \\ &= 2 \frac{WR^2}{h_1} \theta_n \frac{\partial \theta_n}{\partial t_1} \frac{\partial \theta_n}{\partial t_1} = \frac{h_2}{4R\mu} \left(\frac{1}{2\frac{\sigma_0}{\sqrt{3}} - t_1} \right) \\ &\frac{\partial v_1}{\partial t_1} = 2 \frac{WR^2}{h_1} \theta_n \frac{h_2}{4R\mu} \left(\frac{1}{2\frac{\sigma_0}{\sqrt{3}} - t_1} \right) \\ &\frac{\partial v_1}{\partial t_1} = \frac{2WR^2\theta_n}{h_1} \frac{h_n}{4R\mu} \left(\frac{1}{2\frac{\sigma_0}{\sqrt{3}} - t_1} \right) \\ &\Rightarrow \frac{\partial v_1}{\partial t_1} = \frac{WR\theta_n}{h_1} \frac{1}{2\mu} \left(\frac{1+R\theta_n^2}{2\frac{\sigma_0}{\sqrt{3}} - t_1} \right) = \frac{WR\theta_n}{2\mu \left(\frac{2\sigma_0}{\sqrt{3}} - t_1 \right)} \left(\frac{1+R\theta_n^2}{h_1} \right) = \frac{\partial v_1}{\partial t_1} \frac{h_2}{h_1} \\ &\frac{\partial v_1}{\partial t_1} = \frac{\partial v_1}{\partial t_1} \frac{h_2}{h_1} \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial v_1}{\partial t_2} &= \frac{\partial}{\partial t_2} \left[\frac{WR(1+R\theta_n^2)}{h_1} \right] \\ &\Rightarrow \frac{\partial v_1}{\partial t_2} = \frac{wR}{h_1} \frac{\partial}{\partial t_2} (1 + R\theta_n^2) = \frac{wR^2}{h_1} \frac{\partial \theta_n^2}{\partial t_2} \\ &= 2 \frac{WR^2}{h_1} \theta_n \frac{\partial \theta_n}{\partial t_2} \frac{\partial \theta_n}{\partial t_2} = \frac{h_2}{4R} \left(\frac{1}{2\frac{\sigma_0}{\sqrt{3}} - t_2} \right) \\ &\frac{\partial v_1}{\partial t_2} = 2 \frac{WR^2}{h_1} \theta_n \frac{h_2}{4R\mu} \left(\frac{1}{2\frac{\sigma_0}{\sqrt{3}} - t_2} \right) \\ &\frac{\partial v_1}{\partial t_2} = \frac{2WR^2\theta_n}{h_1} \frac{h_n}{4R\mu} \left(\frac{1}{2\frac{\sigma_0}{\sqrt{3}} - t_2} \right) \\ &\Rightarrow \frac{\partial v_1}{\partial t_2} = \frac{WR\theta_n}{h_1} \frac{1}{2\mu} \left(\frac{1+R\theta_n^2}{2\frac{\sigma_0}{\sqrt{3}} - t_2} \right) = \frac{WR\theta_n}{2\mu \left(\frac{2\sigma_0}{\sqrt{3}} - t_2 \right)} \left(\frac{1+R\theta_n^2}{h_1} \right) = \frac{\partial v_2}{\partial t_2} \frac{h_2}{h_1} \\ &\frac{\partial v_1}{\partial t_2} = \frac{\partial v_2}{\partial t_2} \frac{h_2}{h_1} \end{aligned}$$

Remarque :

On a calculer les dérivés $\frac{\partial v_1}{\partial t_1}, \frac{\partial v_1}{\partial t_2}, \frac{\partial v_2}{\partial t_1}, \frac{\partial v_2}{\partial t_2}$. Donc on peut faire la déferérence et déduire tout les composant de la matrice (M 4x4).

I.9.6.La formule generalisée

On a déduit la formule généralisée sous forme d’algorithme apres plusieurs manipulation et plusieurs vérification en changeant le nombre de cage à chaque fois ,la formule généralisée est comme suit :

Pour i de 1 à (n-1) faire :

$$v_1(i + 1) - v_2(i) = \left(\frac{\partial v_2(i)}{\partial t_2(i)} - \frac{\partial v_1(i + 1)}{\partial t_1(i + 1)} \right) \Delta t_2(i) + \frac{\partial v_2(i)}{\partial t_1(i)} \Delta t_2(i - 1) - \frac{\partial v_1(i + 1)}{\partial t_2(i + 1)} \Delta t_2(i + 1)$$

n est le nombre de cage n-1 est le nombre d’intercage

l’indice 1 devant les v et les t signifi l’entrée

l’indice 2 devant les v et les t signifi la sortie

$$\Delta t_1(1) = 0 \Delta t_2(n) = 0 \Delta t_1(0) = 0$$

Pour verifié la fiabilité de la formule généralisée ,on va la vérifié pour différentes valeurs de n ; n=2, n=3, n=4, n=5, n=6.

Pour n=2

⇒ une seule intercage donc une seule équation

$$\Delta t_1(1) = 0 \Delta t_2(2) = 0 \quad \text{conditions aux limites}$$

Par la 1ère méthode :

$$v_2(1) + \Delta v_2(1) = v_2(1) + \frac{\partial v_2(1)}{\partial t_1(1)} \Delta t_1(1) + \frac{\partial v_2(1)}{\partial t_2(1)} \Delta t_2(1)$$

$$= v_1(2) + \Delta v_1(2)$$

$$= v_1(2) + \frac{\partial v_1(2)}{\partial t_1(2)} \Delta t_1(2) + \frac{\partial v_1(2)}{\partial t_2(2)} \Delta t_2(2)$$

$$v_1(2) - v_2(1) + \frac{\partial v_1(2)}{\partial t_1(2)} \Delta t_1(2) + \frac{\partial v_1(2)}{\partial t_2(2)} \Delta t_2(2) - \frac{\partial v_2(1)}{\partial t_1(1)} \Delta t_1(1) - \frac{\partial v_2(1)}{\partial t_2(1)} \Delta t_2(1) = 0$$

$$v_1(2) - v_2(1) = \left(\frac{\partial v_2(1)}{\partial t_2(1)} - \frac{\partial v_1(2)}{\partial t_1(2)} \right) \Delta t_2(1)$$

Par la méthode de la formule généralisée : Pour i de 1 à 1

$$\begin{aligned} v_1(1+1) - v_2(1) \\ = \left(\frac{\partial v_2(1)}{\partial t_2(1)} - \frac{\partial v_1(1+1)}{\partial t_1(1+1)} \right) \Delta t_2(1) + \frac{\partial v_2(1)}{\partial t_1(1)} \Delta t_2(1-1) - \frac{\partial v_1(2)}{\partial t_2(2)} \Delta t_2(2) \end{aligned}$$

On sait que $\Delta t_1(1) = 0$ et $\Delta t_2(0) = 0$ et $\Delta t_2(2) = 0$

$$\Rightarrow v_1(2) - v_2(1) = \left(\frac{\partial v_2(1)}{\partial t_2(1)} - \frac{\partial v_1(2)}{\partial t_1(2)} \right) \Delta t_2(1) \text{ c'est vérifié}$$

On remarque que les deux méthodes ont le même résultat pour n=2

Pour n=3

Par la 1ère méthode

C'est déjà calculé dans 4.1

Le nombre d'intercage est 2 donc on va avoir deux equations

$$\begin{aligned} v_1(2) - v_2(1) &= \left(\frac{\partial v_2(1)}{\partial t_2(1)} - \frac{\partial v_1(2)}{\partial t_1(2)} \right) \Delta t_2(1) - \frac{\partial v_1(2)}{\partial t_2(2)} \Delta t_2(2) \\ v_1(3) - v_2(2) &= \left(\frac{\partial v_2(2)}{\partial t_2(2)} - \frac{\partial v_1(3)}{\partial t_1(3)} \right) \Delta t_2(2) + \frac{\partial v_2(2)}{\partial t_1(2)} \Delta t_2(1) \end{aligned}$$

Par la méthode de la formule généralisée :

Pour i=1

$$v_1(2) - v_2(1) = \left(\frac{\partial v_2(1)}{\partial t_2(1)} - \frac{\partial v_1(2)}{\partial t_1(2)} \right) \Delta t_2(1) + \frac{\partial v_2(1)}{\partial t_1(1)} \Delta t_2(0) - \frac{\partial v_1(2)}{\partial t_2(2)} \Delta t_2(2)$$

$$v_1(2) - v_2(1) = \left(\frac{\partial v_2(1)}{\partial t_2(1)} - \frac{\partial v_1(2)}{\partial t_1(2)} \right) \Delta t_2(1) - \frac{\partial v_1(2)}{\partial t_2(2)} \Delta t_2(2) \text{ c'est vérifiée}$$

Pour i=2

$$v_1(3) - v_2(2) = \left(\frac{\partial v_2(2)}{\partial t_2(2)} - \frac{\partial v_1(3)}{\partial t_1(3)} \right) \Delta t_2(2) + \frac{\partial v_2(2)}{\partial t_1(2)} \Delta t_2(1) - \frac{\partial v_1(3)}{\partial t_2(3)} \Delta t_2(3)$$

$$\Delta t_2(3) = 0$$

$$v_1(3) - v_2(2) = \left(\frac{\partial v_2(2)}{\partial t_2(2)} - \frac{\partial v_1(3)}{\partial t_1(3)} \right) \Delta t_2(2) + \frac{\partial v_2(2)}{\partial t_1(2)} \Delta t_2(1) \text{ C'est vérifiée}$$

On remarque que les deux méthodes ont le même résultat pour n=3

Pour n=5 :

Par la 1ère méthode

C'est déjà calculée dans 4.2 et on a obtenus les 04 equation çi dessus :

$$v_1(2) - v_2(1) = \left(\frac{\partial v_2(1)}{\partial t_2(1)} - \frac{\partial v_1(2)}{\partial t_1(2)} \right) \Delta t_2(1) - \frac{\partial v_1(2)}{\partial t_2(2)} \Delta t_2(2)$$

$$v_1(3) - v_2(2) = \left(\frac{\partial v_2(2)}{\partial t_2(2)} - \frac{\partial v_1(3)}{\partial t_1(3)} \right) \Delta t_2(2) + \frac{\partial v_2(2)}{\partial t_1(2)} \Delta t_2(1) - \frac{\partial v_1(3)}{\partial t_2(3)} \Delta t_2(3)$$

$$v_1(4) - v_2(3) = \left(\frac{\partial v_2(3)}{\partial t_2(3)} - \frac{\partial v_1(4)}{\partial t_1(4)} \right) \Delta t_2(3) + \frac{\partial v_2(3)}{\partial t_1(3)} \Delta t_2(2) - \frac{\partial v_1(4)}{\partial t_2(4)} \Delta t_2(4)$$

$$v_1(5) - v_2(4) = \left(\frac{\partial v_2(4)}{\partial t_2(4)} - \frac{\partial v_1(5)}{\partial t_1(5)} \right) \Delta t_2(4) + \frac{\partial v_2(4)}{\partial t_1(4)} \Delta t_2(3)$$

Par la méthode de la formule généralisée :

$$\Delta t_1(1) = 0 \Delta t_2(5) = 0 \Delta t(0) = 0$$

Pour i=1

$$v_1(2) - v_2(1) = \left(\frac{\partial v_2(1)}{\partial t_2(1)} - \frac{\partial v_1(2)}{\partial t_1(2)} \right) \Delta t_2(1) + \frac{\partial v_2(1)}{\partial t_1(1)} \Delta t_2(0) - \frac{\partial v_1(2)}{\partial t_2(2)} \Delta t_2(2)$$

$$v_1(2) - v_2(1) = \left(\frac{\partial v_2(1)}{\partial t_2(1)} - \frac{\partial v_1(2)}{\partial t_1(2)} \right) \Delta t_2(1) - \frac{\partial v_1(2)}{\partial t_2(2)} \Delta t_2(2) \quad \text{C'est vérifiée}$$

Pour i=2

$$v_1(3) - v_2(2) = \left(\frac{\partial v_2(2)}{\partial t_2(2)} - \frac{\partial v_1(3)}{\partial t_1(3)} \right) \Delta t_2(2) + \frac{\partial v_2(2)}{\partial t_1(2)} \Delta t_2(1) - \frac{\partial v_1(3)}{\partial t_2(3)} \Delta t_2(3)$$

C'est vérifiée

Pour i=3

$$v_1(4) - v_2(3) = \left(\frac{\partial v_2(3)}{\partial t_2(3)} - \frac{\partial v_1(4)}{\partial t_1(4)} \right) \Delta t_2(3) + \frac{\partial v_2(3)}{\partial t_1(3)} \Delta t_2(2) - \frac{\partial v_1(4)}{\partial t_2(4)} \Delta t_2(4)$$

C'est vérifiée

Pour i=4

$$v_1(5) - v_2(4) = \left(\frac{\partial v_2(4)}{\partial t_2(4)} - \frac{\partial v_1(5)}{\partial t_1(5)} \right) \Delta t_2(4) + \frac{\partial v_2(4)}{\partial t_1(4)} \Delta t_2(3) - \frac{\partial v_1(5)}{\partial t_2(5)} \Delta t_2(5)$$

$$v_1(5) - v_2(4) = \left(\frac{\partial v_2(4)}{\partial t_2(4)} - \frac{\partial v_1(5)}{\partial t_1(5)} \right) \Delta t_2(4) + \frac{\partial v_2(4)}{\partial t_1(4)} \Delta t_2(3) \quad \text{C'est vérifiée}$$

On remarque que les deux méthodes ont le même résultat pour n=5

Pour n=6 :

Nombre d'intercage 5 , donc 5 équations

Les conditions aux limites sont :

$$\Delta t_1(1) = 0 \Delta t_2(6) = 0 \Delta t_1(0) = 0$$

Par la 1ère méthode

$$v_1(2) - v_2(1) = \left(\frac{\partial v_2(1)}{\partial t_2(1)} - \frac{\partial v_1(2)}{\partial t_1(2)} \right) \Delta t_2(1) - \frac{\partial v_1(2)}{\partial t_2(2)} \Delta t_2(2)$$

$$v_1(3) - v_2(2) = \left(\frac{\partial v_2(2)}{\partial t_2(2)} - \frac{\partial v_1(3)}{\partial t_1(3)} \right) \Delta t_2(2) + \frac{\partial v_2(2)}{\partial t_1(2)} \Delta t_2(1) - \frac{\partial v_1(3)}{\partial t_2(3)} \Delta t_2(3)$$

$$v_1(4) - v_2(3) = \left(\frac{\partial v_2(3)}{\partial t_2(3)} - \frac{\partial v_1(4)}{\partial t_1(4)} \right) \Delta t_2(3) + \frac{\partial v_2(3)}{\partial t_1(3)} \Delta t_2(2) - \frac{\partial v_1(4)}{\partial t_2(4)} \Delta t_2(4)$$

$$v_1(5) - v_2(4) = \left(\frac{\partial v_2(4)}{\partial t_2(4)} - \frac{\partial v_1(5)}{\partial t_1(5)} \right) \Delta t_2(4) + \frac{\partial v_2(4)}{\partial t_1(4)} \Delta t_2(3) - \frac{\partial v_1(5)}{\partial t_2(5)} \Delta t_2(5)$$

$$v_1(6) - v_2(5) = \left(\frac{\partial v_2(5)}{\partial t_2(5)} - \frac{\partial v_1(6)}{\partial t_1(6)} \right) \Delta t_2(5) + \frac{\partial v_2(5)}{\partial t_1(5)} \Delta t_2(4)$$

Par la méthode de la formule généralisée :

Pour i de 1 à 5

$$\begin{aligned} v_1(i+1) - v_2(i) &= \left(\frac{\partial v_2(i)}{\partial t_2(i)} - \frac{\partial v_1(i+1)}{\partial t_1(i+1)} \right) \Delta t_2(i) + \frac{\partial v_2(i)}{\partial t_1(i)} \Delta t_2(i-1) - \frac{\partial v_1(i+1)}{\partial t_2(i+1)} \Delta t_2(i+1) \end{aligned}$$

Les 03 premières équations sont déjà vérifiées dans l'exemple précédent

Pour i=4

$$v_1(5) - v_2(4) = \left(\frac{\partial v_2(4)}{\partial t_2(4)} - \frac{\partial v_1(5)}{\partial t_1(5)} \right) \Delta t_2(4) + \frac{\partial v_2(4)}{\partial t_1(4)} \Delta t_2(3) - \frac{\partial v_1(5)}{\partial t_2(5)} \Delta t_2(5)$$

C'est vérifiée

Pour i=5

$$v_1(5) - v_2(4) = \left(\frac{\partial v_2(4)}{\partial t_2(4)} - \frac{\partial v_1(5)}{\partial t_1(5)} \right) \Delta t_2(4) + \frac{\partial v_2(4)}{\partial t_1(4)} \Delta t_2(3) - \frac{\partial v_1(5)}{\partial t_2(5)} \Delta t_2(5)$$

Pour $i=6$

$$v_1(6) - v_2(5) = \left(\frac{\partial v_2(5)}{\partial t_2(5)} - \frac{\partial v_1(6)}{\partial t_1(6)} \right) \Delta t_2(5) + \frac{\partial v_2(5)}{\partial t_1(5)} \Delta t_2(4)$$

C'est vérifiée

Nb : La formule généralisée est fiable et dans les prochaines étapes on va développer un code de calcul MATLAB, afin de simplifier le travail quelque soit le nombre de cage du laminoir tandem et on peut déduire les corrections des tensions directement.

I.9.7. Application et discussion

Après validation du modèle obtenu, le test du modèle pour cinq cages a été mis en place. L'ensemble de données a été collecté à partir du laminage à froid en tandem du complexe sidérurgique IMetal d'El-Hadjar-Algérie. La validation du modèle proposé est réalisée à l'aide d'une bobine d'acier DX51D (A9M) correspondant à la nuance FePO2G présumée.

Après détermination d'un point de fonctionnement à l'aide d'un programme de production type, les paramètres du laminoir et de la bande utilisés dans cette étude sont présentés dans le tableau 1 2 tiré de données utilisées du tandem au complexe sidérurgique d'ElHadjar et dans le tableau 2 suite à un travail expérimental [Master de GUERAIRIA]

La loi de frottement utilisée est celle de Norton Hoff : $\tau = -\alpha \cdot v_g^p$

Table1. Paramètres du laminage tandem

cage	$h_{entrée}(mm)$	$h_{sortie}(mm)$	$R_{cyl}(mm)$	$\Omega(rad/s)$	$T_e(T)$	$Ts(T)$	α	p
1	02	1,53	281	30.6	30	22	3.36	0.2
2	1,53	1,07	264	56.08	22	19	2.2	0.2
3	1,07	0,78	270	64.07	19	14	1.8	0.2
4	0,78	0,54	281	70.37	14	11	1.25	0.2
5	0,54	0.37	281	76.02	11	9	1.2	0.2

Table2. Coefficients d'érouissage d'Hollomon

Numero de cage	1	2	3	4	5

A	663.3	753.4	807.2	843.2	894.5
n	0.125	0.064	0.027	0.024	0.022

La figure (I.5) montre les résultats des calculs de la première cage avant le réglage de la tension, les mêmes calculs sont répétés pour les autres cages. Les vitesses calculées avant régulation sont présentées dans le tableau 3 ; Il est clair que la vitesse d'une bande laminée sortant d'une cage antérieure n'est pas identique à sa vitesse d'entrée dans la cage aval adjacente. Notre objectif est donc de déterminer pour chaque cage, la correction de tension correspondante pour obtenir des vitesses et des tensions identiques entre la sortie d'une cage et l'entrée de la cage suivante.

Table 3. Vitesses avant la régulation

Numero de cage	1	2	3	4	5
v_1 (m/s)	7.006	11,356	13,868	15,077	19.29
v_2 (m/s)	9.1511	16,237	19,024	21,777	28.15
v_n (m/s)	8.531	14.805	17.298	19.7739	21.361

Les étapes à suivre pour corriger les vitesses sont :

- Construire une matrice $C = v_2 - v_1$ par les vitesses d'entrée et de sortie de chaque cage,
- Construire la matrice (M) par les coefficients d'influence de chaque cage,
- Remplacez la nouvelle tension $t' = t + \Delta t$.

Où Δt est la correction des tensions, t l'ancienne tension et t' la nouvelle tension

Pour assurer la qualité du produit, nous devons prendre en compte les corrections suivantes :

$$\Delta t (Mpa) = \begin{bmatrix} 41.2402 \\ -64.3154 \\ -238.5046 \\ 137.8939 \end{bmatrix}$$

La figure (I.8) montre les résultats des calculs après régulation des tensions inter-cages.

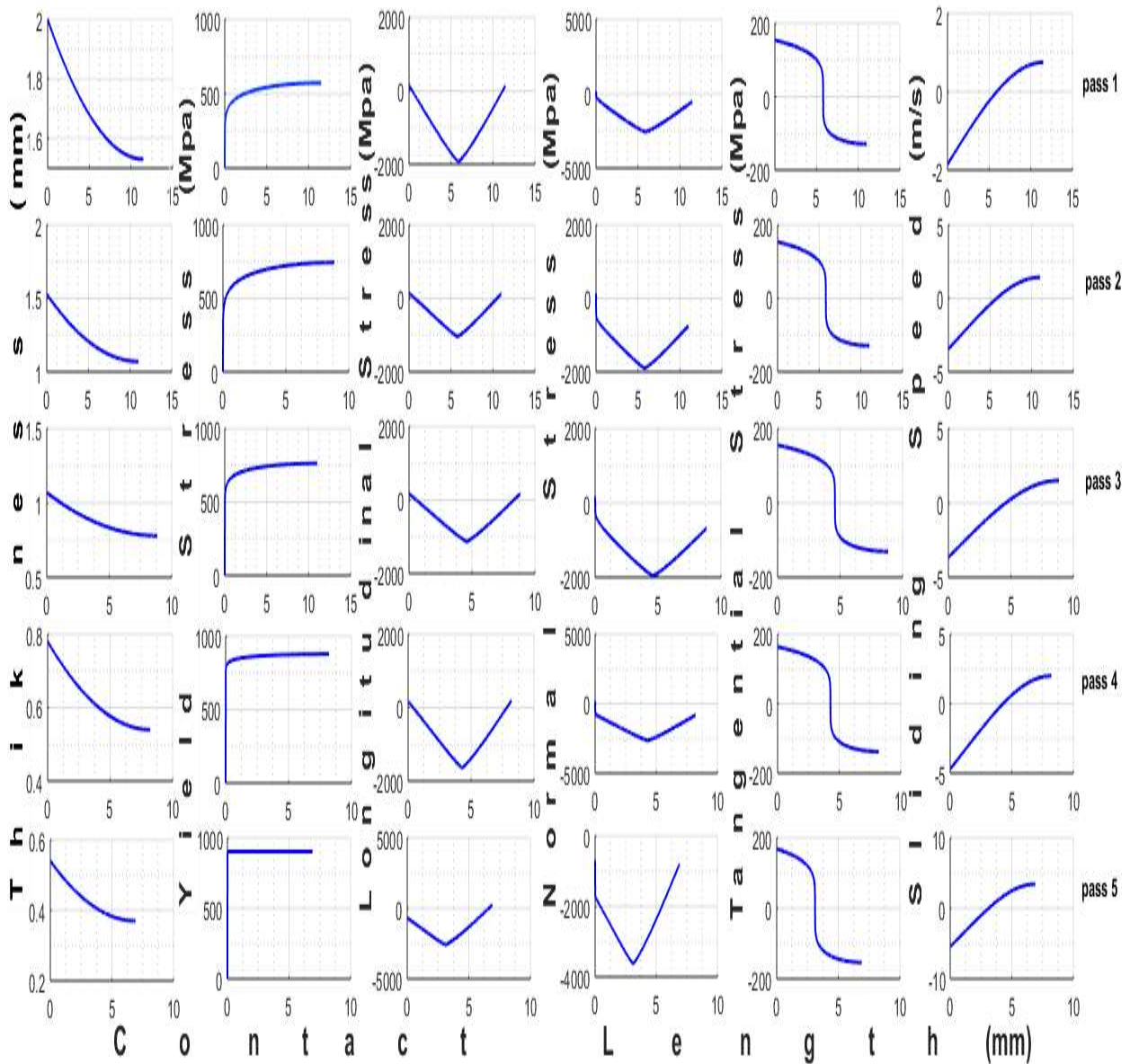


Figure.I.10. Paramètres calculés pour cinq cages

a : Evolution des épaisseurs suivant la longueur de contact pour chaque pass

b : Evolution de la contrainte d'écoulement suivant la longueur de contact pour chaque pass

c : Evolution des contraintes longitudinales suivant la longueur de contact pour chaque pass

d : Evolution des contraintes normales suivant la longueur de contact pour chaque pass

e : Evolution des contraintes de frottement suivant la longueur de contact pour chaque pass

f : Evolution des vitesses de glissement suivant la longueur de contact pour chaque pass

La figure I.10 présente les principaux résultats donnés simultanément par le modèle multipass pour cinq cages.

- Les figures a montre que l'épaisseur varie de 2 mm (entrée du premier support) à 0,37 mm (sortie du cinquième support),

- Les figures b présente la variation de la contrainte d'écoulement pour les cinq passes. Elle montre que l'écrouissage est important lors de la première passe et a tendance à diminuer passe après passe. Dans la cinquième cage, la courbe montre un comportement plastique parfait. Ce phénomène mérite une étude particulière .

- Les figures c montrent l'évolution de la contrainte longitudinale le long de l'emprise pour les cinq passes. Les résultats sont conformes aux conditions aux limites puisque les contraintes longitudinales calculées sont égales aux conditions aux limites données et régulées.

- Les figures d montrent l'évolution de la contrainte normale le long de l'emprise pour les cinq passes. Même si son allure parait la même que celle des contraintes longitudinales, une différence est observée du fait de l'influence de la loi d'écrouissage. L'application de la loi d'écrouissage d'Hollomon donne une égalité entre la contrainte normale et longitudinale à l'entrée de l'emprise. Cela est du au fait que la loi d'Hollomon donne une contrainte d'écoulement nulle à l'entrée. Pour éviter ce problème, il est conseillé d'utiliser un autre modèle d'écrouissage (modèle de Ludwick ou Swift).

- Les figures e montrent l'évolution de la contrainte de frottement le long de l'emprise pour les cinq passes. Le frottement est calculé par la loi de Hoff de Norton où les coefficients sont utilisés facteurs d'ajustement.

- Les figures f montrent l'évolution de la vitesse de glissement le long de l'emprise pour les cinq passes. On confirme que le point neutre obtenu pour les contraintes de frottement est le même que celui données par les épures qui présentent la vitesse de glissement.

Dans le tableau suivant, les corrections des vitesses sont présentées.

Table4. Vitesses après correction

Numero de cage	1	2	3	4	5
v_1 (m/s)	7,9193	10,574	15,869	18,911	20,901
v_2 (m/s)	10,552	15,849	18,907	20,892	27,061

D'après les valeurs calculées des vitesses de laminage répertoriées dans le tableau 4, on voit clairement que les vitesses de sortie de chaque cage sont quasi identiques à la vitesse d'entrée de la cage suivante. Ainsi les vitesses de calcul obtenues par notre modèle montrent que les raffinements proposés permettent de résoudre le problème : $v_2(i) = v_1(i+1)$.

Conclusion :

Le modèle de régulation des tensions proposé, a été appliqué pour un laminoir tandem de cinq cages, les résultats obtenus ont montré sa fiabilité.

I.10. CONCLUSION

Le travail présenté dans ce chapitre a porté sur l'amélioration de modèles simplifiés classiques du processus de laminage. Un modèle simplifié s'appuyant sur la méthode des tranches et prenant en compte les déformations élastiques des cylindres et la régulation des tensions entre les cages, a été développé.

Le modèle basé sur la méthode des tranches utilise la plasticité de Von-Mises avec écrouissage d'Hollomon et un frottement viscoplastique de Norton-Hoff. Le caractère ouvert du programme a permis aussi d'implémenter aisément d'autres lois de comportement et de frottement. Cela qui a permis de le valider suite à des comparaisons avec des résultats expérimentaux et ceux obtenus par des simulations éléments finis donnés par des logiciels commerciaux (LAM3) et des résultats expérimentaux tirés de la littérature.

Ce dernier modèle a été ensuite généralisé au cas multipass grâce au calcul qui permet de corriger les tensions entre les cages et donc de les réguler. Ce calcul a utilisé la méthode de Newton.

Il en résulte en dernier ressort un modèle simple et efficace validé par des applications sur des données réelles acquises du laminoir à froid tandem d'IMETAL El-Hadjar. Les résultats du modèle proposé ont confirmé sa fiabilité. Son utilisation par les industriels est recommandée.

Reference Bibliographique

- [1] C. F. Bryant, *Automation of Tandem Mills*. London, U.K.: British Iron and Steel Institute, 1973.
- [2] A. J. Carlton and R. G. Conway., “Automation of the LTV steel Hennepin tandem cold mill,” *Iron Steel Eng.*, vol. 69, no. 6, pp. 17–28, Jun. 1992.
- [3] P. Duval, J. C. Parks, and G. Fellus, “Latest AGC technology installed at LTV’s Cleveland 5-stand cold mill,” *Iron Steel Eng.*, vol. 68, no. 11, pp. 46–51, Nov. 1991.
- [4] E. J. M. Geddes, “Tandem cold rolling and robust multivariable control,” Ph.D. dissertation, *Control Syst. Res.*, Dept. Elect. Eng., Univ. Leicester, U.K., 1998.
- [5] I. Hoshino et al., “Observer-based multivariable control of the aluminum cold tandem mill,” *Automatica*, vol. 24, no. 6, pp. 741–754, Nov. 1988.
- [6] Von Kármán, T Beitrag zur Theorie des Walzvorganges, *Z. Angew. Math. Mech.*, 5 (1925), pp 139–141
- [7] Orowan, E.: The calculation of roll pressure in hot and cold flat rolling, *Proc. Instn. Mech. Engrg.*, 150 (1943), pp 140–167
- [8]. Mori, K.; Osakada, K.: Simulation of 3D deformation in rolling by the FEM, *Int. J. Mech. Sci.*, 26 (1984), no. 9–10, pp 515–525
- [9]. Huisman, H. J.; Huétink, J.: A combined Eulerian–Lagrangian 3D FEM analysis of edge-rolling, *J. Mech. Working Technol.*, 11 (1985), pp 333–353
- [10]. Chenot, J.-L., Montmitonnet, P.; Bern, A.; Bertrand-Corsini, C.: A method for determining free surfaces in steady state finite element computations, *Comput. Meth. Appl. Mech. Engrg.*, 92 (1991), 2, pp 245–260
- [11]. P Montmitonnet. *Laminage à froid : modélisation M616*. Paris 2000.
- [12]. P Montmitonnet. *Laminage – analyse thermomécanique 2D et application aux produits plats M3066V2*, JUIN 2016 .
- [13]. Huy LE DANG . *Modélisation simplifiée des processus de laminage* 2014
- [14] E. Orowan, *Proc. Instn. Mech. Engrg.* 150 (1943) 140–167
- [15] D.R. Bland, H. Ford, *J. Iron Steel Inst.* 171 (1952) 245–249
- [16] P. Cosse, M. Economopoulos, *C.N.R.M.* 17 (1968) 15–32
- [17] D. Jortner, J.F. Osterle, C.F. Zorowski, *Int. J. Mech. Sci.* 2 (1960) 179–194
- [18] A. Hacquin, P. Montmitonnet, J.-Ph. Guillerault, *Eur. J. Mech. A (Solids)*, 1 (1998) 79–106 .
- [19] K. Slimani, M. Zaaf, and H. Bendjama, Simplified Modelling of Tandem Cold Rolling, *Metallofiz. Noveishie Tekhnol.*, 40, No. 11: 1509–1520 (2018), DOI: 10.15407/mfint.40.11.1509.
- [20] Li, Si & Wang, Zhigang & Guo, Yufei. (2019). A novel analytical model for prediction of rolling force in hot strip rolling based on tangent velocity field and MY criterion. *Journal of Manufacturing Processes*. 47. 202–210. 10.1016/j.jmapro.2019.09.037.
- [21] Zaaf M, Labaiz M, Sidoroff F, Evaluation de la sensibilité du laminage aux modèles de comportement, *Mécanique & Industries* 7 (2006) 393–401
<https://doi.org/10.1051/meca:2006053>

[22]Zaaf, M., Mebarek, A. & Amirat, A. Simplified two-dimensional model for the prediction of pressures and velocities in hot strip rolling. *Int J Adv Manuf Technol* 100, 13–23 (2019). <https://doi.org/10.1007/s00170-018-2691-5>

CHAPITRE II :
Le procédé d'emboutissage

II.1. Introduction

L'emboutissage de tôles est un procédé de mise en forme qui consiste à transformer des pièces en métal en feuilles, telles que des carrosseries de voitures, des boîtes de conserve et des pièces de machines. Il s'agit d'un procédé de déformation plastique de métal avec un poinçon, une matrice et souvent un serre-flan dans une presse.

Le poinçon applique une force sur la tôle, la faisant se déformer jusqu'à prendre la forme de la matrice. Le processus peut être répété des centaines de fois en changeant les outils afin de former des pièces plus complexes.

L'emboutissage des tôles est un processus complexe qui nécessite une expertise technique pour produire des pièces de haute qualité. Des facteurs tels que la sélection de la matière première, la conception de la matrice, la lubrification et la pression de la presse doivent être pris en compte pour obtenir des résultats optimaux.

Dans ce chapitre on a présenté une partie expérimentale (essais de tractions et emboutissage d'un godet cylindrique) pour trois matériaux différents : Acier S235, Acier H250 et Aluminium A5754.

La deuxième partie consiste à présenter le développement et le traçage des courbes limite de formage par différents critères.

La dernière partie présente la simulation numérique de l'emboutissage et la comparaison géométrique avec l'expérimental réalisé.

II.2. Partie expérimentale

La partie expérimentale de ce chapitre a été réalisée à L'ENSAM de Metz au niveau du laboratoire LCFC.

II.2.1. Les essais de traction :

L'équipement utilisé pour la réalisation des essais de traction uniaxiale est : la machine de traction électromécanique de 30kN commandée par ordinateur LR 30K.

Les essais ont été réalisés sur des éprouvettes découpées à 0°, 45° et 90° par rapport à la direction de laminage. Les éprouvettes ont une longueur de 100 mm et une largeur de 10 mm et épaisseur de 1,5 mm. Tous les essais ont été effectués à la température ambiante, avec une vitesse de traverse de 10mm/min.

La limite élastique σ_0 , représente la fin de la zone élastique. La position précise de ce point est délicate, on utilise plutôt une valeur conventionnelle correspondant à une valeur de déformation plastique de 0,2%.

La modélisation linéaire de l'élasticité utilisée est de la forme : $\sigma = E \varepsilon$, où E correspond au module d'Young. La partie plastique du comportement (zone d'écrouissage du matériau) peut être modélisée de diverses manières. La relation couramment utilisée pour les aciers est celle d'Hollomon. Elle correspond à une relation de type puissance : $\sigma = A\varepsilon^n$, où A est appelé le module d'écrouissage et n le coefficient d'écrouissage. L'avantage de ce type de relation est la facilité de mise en œuvre et d'identification des coefficients A et n.

Trois matériaux ont été testés : un acier S235, un acier HC250 et un aluminium A5754. Tous ces matériaux étaient disponibles sous forme de tôles d'épaisseur 1,5 mm. Les résultats obtenus sont fournis dans les paragraphes suivants.

Le coefficient d'anisotropie (coefficient de Lankford) se définit comme étant le rapport de la variation de la largeur à la variation de l'épaisseur durant un essai de traction, il indique la tendance du métal à s'amincir en largeur ou en épaisseur. Étant donné l'impossibilité de mesurer l'épaisseur du métal pendant l'essai, on met à profit la conservation du volume et elle se déduit indirectement des variations de longueur et largeur.

Les résultats de la caractérisation mécanique vont être utilisés pour déterminer des modèles de comportement des matériaux utilisés dans les simulations numériques et le traçage des courbes limites de formage (CLF).

A. Acier S235

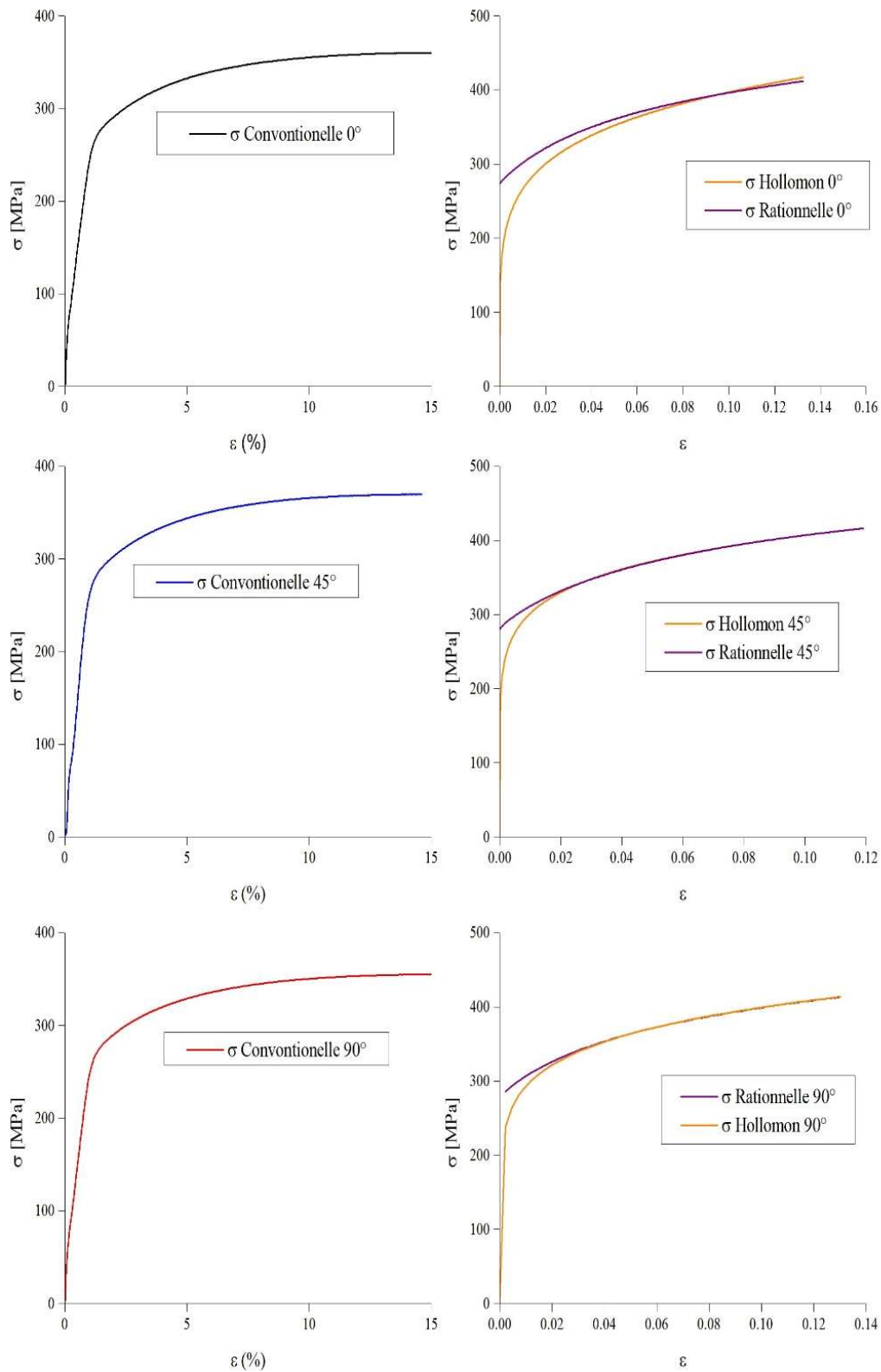


Figure. II.1. Courbes de traction (rationnelles –conventionnelle) de l’acier S235 selon les trois directions du plan (0°,45° et 90°) et la courbe d’Hollomon correspondante.

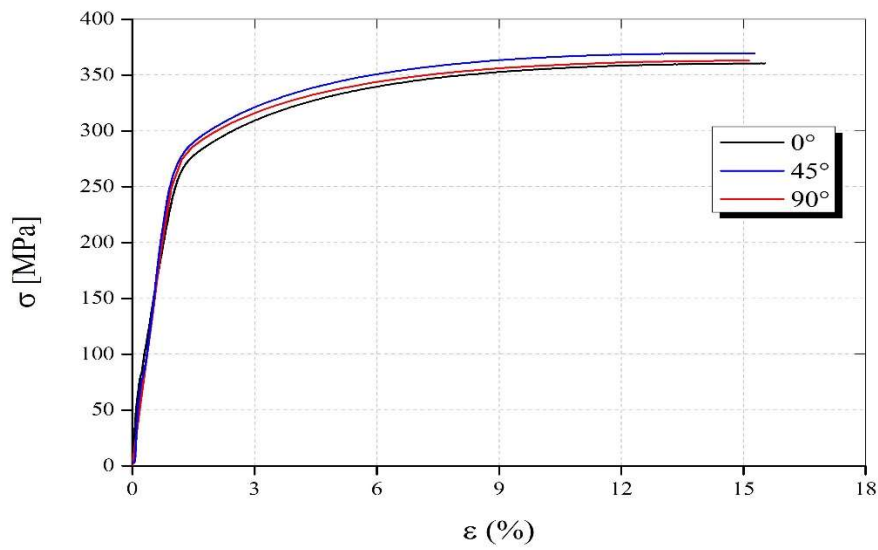


Figure. II.2. Comparaison entre les courbes de traction conventionnelle de l'acier S235 selon les trois directions du plan (0°,45° et 90°).

Tableau. II.1. Paramètres tirés pour l'acier S235

	σ_0	\underline{A}	\underline{n}	r_0
Acier 1 L	268	300	0,137	1,28
Acier 1 T	259	306	0,135	--
Acier 1 45°	251	311	0,13	--

D'après les courbes de traction obtenues selon les trois directions par rapport au sens du laminage, les résultats obtenus montrent que l'anisotropie se manifeste légèrement d'une façon négligeable et seulement à des déformations élevées. Bien entendu, il s'agit ici de l'anisotropie des contraintes, il est possible qu'une anisotropie plus forte existe au niveau des déformations, qui n'a pas été mesurée.

B. Acier HC250

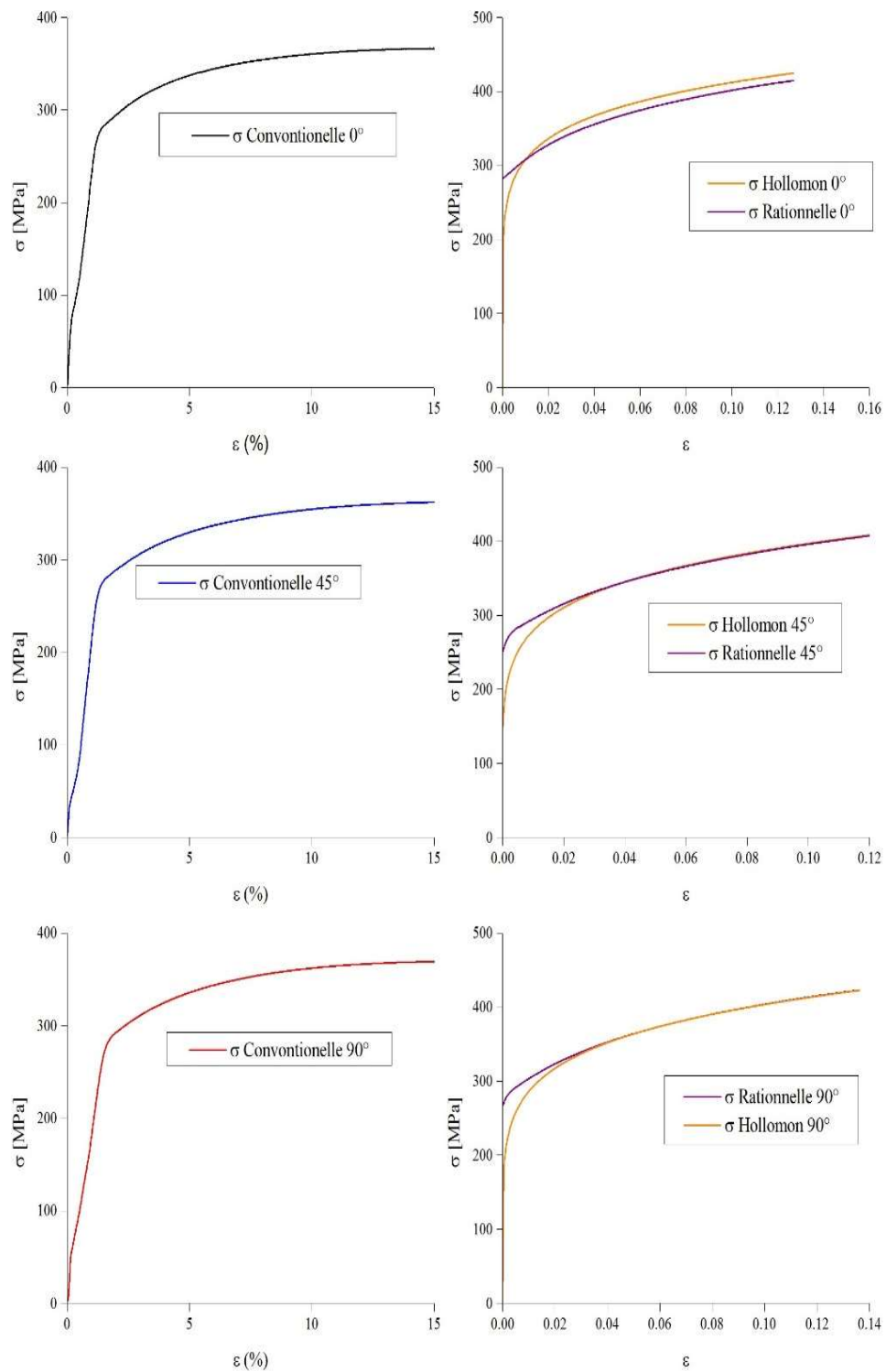


Figure. II.3. Courbes de traction (rationnelles –conventionnelle) de l’acier HC250 selon les trois directions du plan (0°,45° et 90°) et la courbe d’Hollomon correspondante.

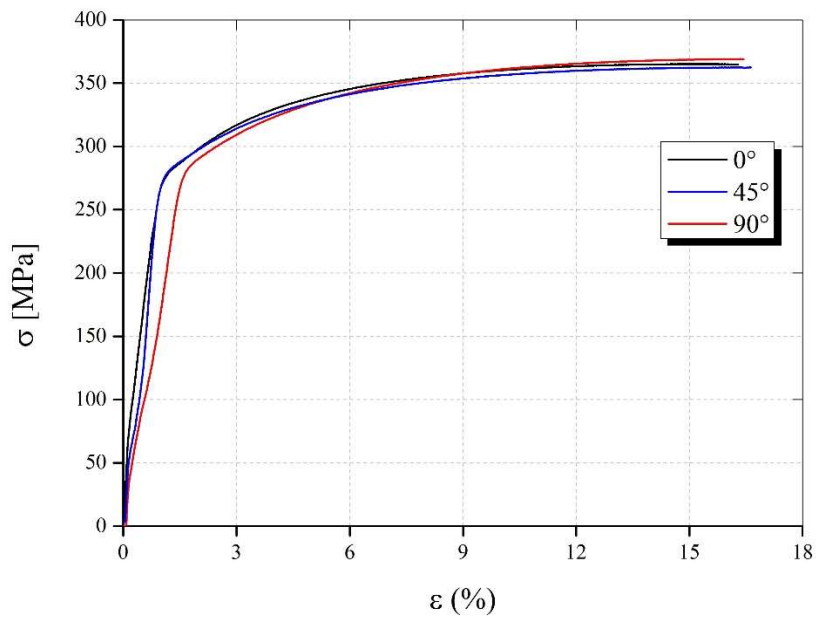


Figure. II.4. Comparaison des courbes de traction conventionnelle de l'acier HC250 selon les trois directions d'orthotropie (0°, 45° et 90°).

Tableau. II.2. Paramètres tirés pour l'acier HC250

	σ_0	\underline{A}	\underline{n}	r_0
Acier 2 L	259	301	0,14	1,28
Acier 2 T	270	286	0,15	
Acier 2 45°	269	279	0,155	

Les résultats obtenus montrent que l'anisotropie se manifeste légèrement d'une façon négligeable.

C. Aluminium A5754

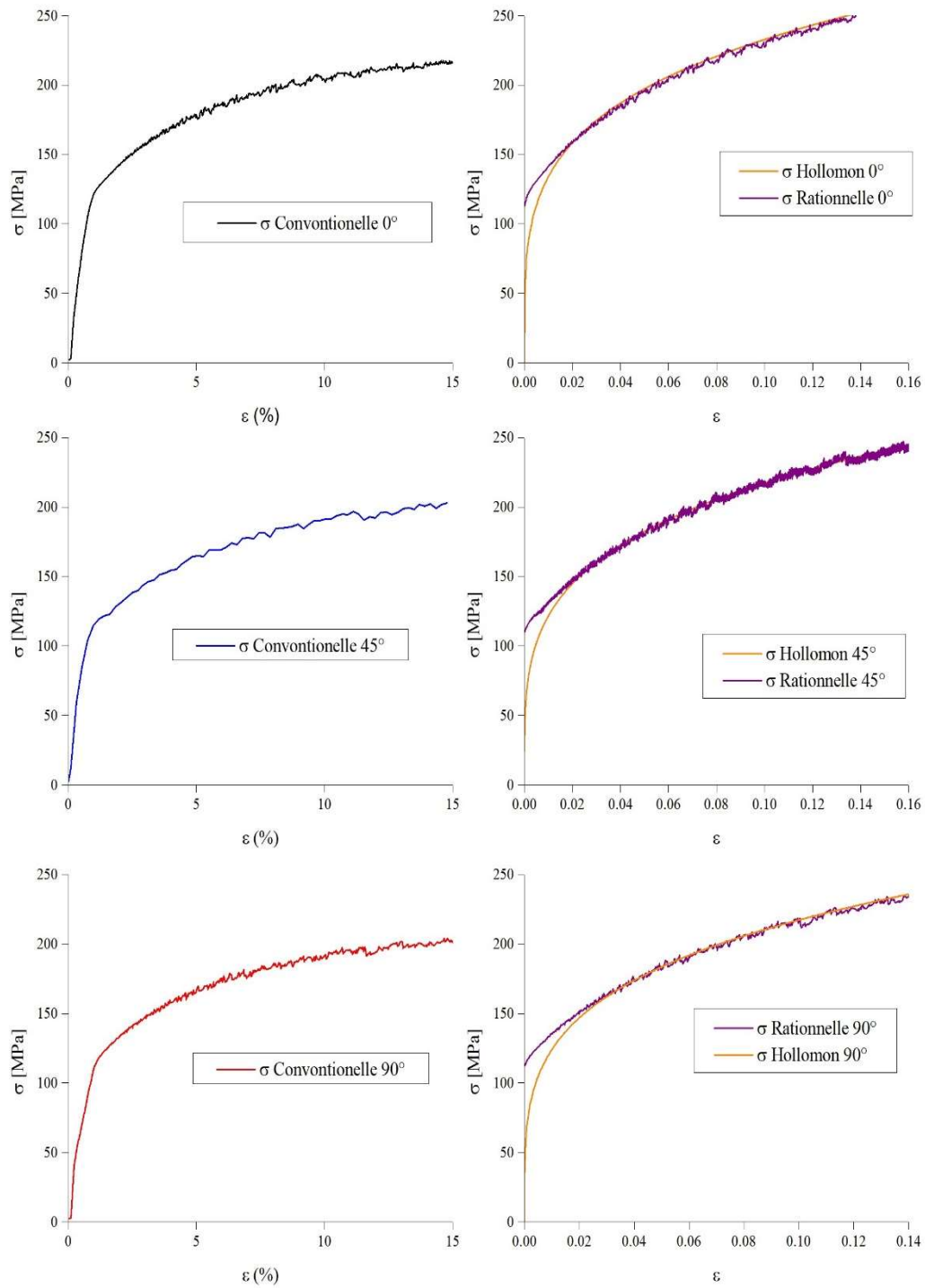


Figure. II.5. Courbes de traction (rationnelles –conventionnelle) de l’aluminium A5754 selon les trois directions du plan (0°,45° et 90°) et la courbe d’Hollomon correspondante.

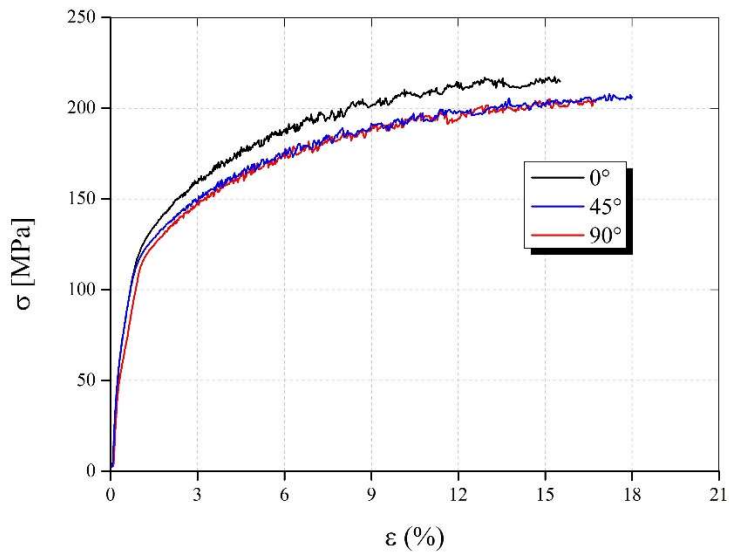


Figure. II.6. Comparaison entre les courbes de traction conventionnelle de l'aluminium selon les trois directions du plan (0°, 45° et 90°).

Tableau. II.3. Paramètres tirés pour l'aluminium A5754

	σ_0	\underline{A}	\underline{n}	r_0
Aluminium L	117,12	134	0,2395	0,7
Aluminium T	116,85	124	0,2436	
Aluminium 45°	116,58	128,64	0,2521	

D'après les courbes de traction obtenues selon les trois directions par rapport au sens du laminage. Les résultats obtenus montrent que l'anisotropie qui se manifeste d'une façon considérable surtout à des déformations élevées.

II.2.2.Réalisation de l'emboutissage

Nous envisageons de fabriquer un godet cylindrique d'un diamètre intérieur de 40 mm par emboutissage, on utilise les trois matériaux testé dans la partie précédente (un acier S235, un acier HC250 et un aluminium A5754).

L'équipement utilisé pour la réalisation de l'emboutissage est la presse mécanique de 500 KN PressiX à partir d'un flan circulaire découpé et tracé (80mm de diamètre et 1,5 mm d'épaisseur)

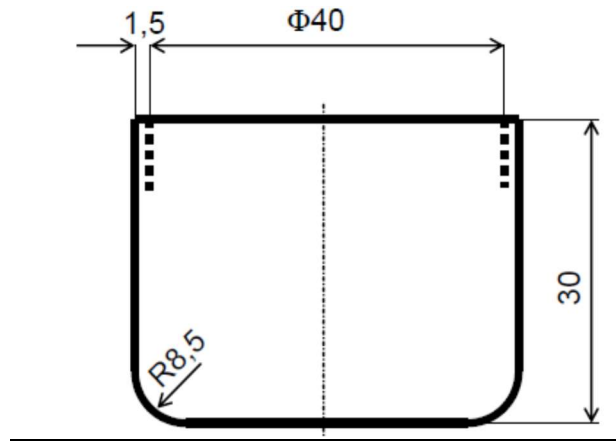


Figure .II.7 : Pièce à réalisée



Figure .II.8 : Les trois pièces embouties (Acier 235, acier HC250, Aluminium A5754)

Les cornes d'emboutissage sont les ondulations observées sur le pourtour d'un embouti cylindrique. Pour l'alliage d'aluminium on peut observer un fibrage qui indique la direction de laminage.



Figure .II.9 : Pièce emboutie (Aluminium A5754)

Le traçage des réseaux de cercle de 5mm de diamètre sur les flancs par la méthode électrolytique , nous a permis de mesurer les déformations après l'emboutissage ,

Pour rendre les notions précédentes plus quantitatives, on mesure les déformations locales et on les porte sur un graphe en observant généralement les conventions suivantes.

- déformation principale 1 (ϵ_1) : la plus grande en valeur algébrique, dans le plan de la tôle
 - déformation principale 2 (ϵ_2) : la moins grande en valeur algébrique, dans le plan de la tôle.
- L'ensemble des états successifs de déformation d'un point donné constitue sa trajectoire de déformation, qui peut être directe ou complexe.

II.4. Courbe limite de formage

Une courbe limite de formage (CLF) est une courbe qui représente la limite de déformation admissible d'un matériau donné lorsqu'une contrainte lui est appliquée dans une direction donnée. La CLF est souvent utilisée dans l'industrie pour évaluer la formabilité des matériaux et prédire leur comportement lors du formage.

La CLF peut être utilisée pour évaluer la formabilité des matériaux et prédire leur comportement lors du formage. Elle est également utilisée pour déterminer les paramètres de mise en forme optimaux, tels que la pression de formage et la géométrie de l'outil, afin de produire des pièces de haute qualité avec une distorsion minimale. La détermination expérimentale des CLF est une tâche très difficile et coûteuse ; de ce fait de nombreux modèles ont été proposés pour déterminer la CLF par calcul. Nous déterminons ici la CLF par quelques modèles parmi les plus usuels.

II.4.1. Critère de Swift :

Le critère de Swift est basé sur le critère de Considère, mais le cas d'une tôle plane soumise à un essai de bi-étirage avec les deux contraintes existantes positives, la loi de comportement utilisé c'est le critère de Von-Mises et la loi d'écoulement associé [16].

$$D = \frac{X_0 - X}{X_0 - X_f} \quad (I.1)$$

E module de Young, $D = \frac{E_0 - E}{E_0 - E_f}$; $E_f = 0$ à la rupture

$$D = \frac{E_0 - E}{E_0} = 1 - \frac{E}{E_0} \quad (I.2)$$

$$\zeta = \frac{\sigma_m}{\sigma_0} \quad (I.3)$$

Avec ζ la vitesse de croissance de l'endommagement.

$$\sigma_m = \frac{1}{3}(\sigma_{11} + \sigma_{22} + \sigma_{33}) \text{ Pour la traction uni-axiale } \sigma_{22} = \sigma_{33} = 0$$

$$\Rightarrow \sigma_m = \frac{\sigma_{11}}{3}$$

$$\sigma_m = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_{11} - \sigma_{22})^2 + (\sigma_{22} - \sigma_{33})^2 + (\sigma_{33} - \sigma_{11})^2} = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{2\sigma_{11}^2} = \sigma_{11} \text{ Traction uni-axial}$$

$$\sigma_0 = \sigma_{11}$$

$$\zeta = \frac{\sigma_m}{\sigma_0} = \frac{\sigma_{11}}{3} \sigma_{11} \Rightarrow \zeta = \frac{1}{3}$$

Pour l'éprouvette cylindrique entaillée

$$\zeta = \frac{1}{3} + \ln\left(1 + \frac{a}{2R}\right) \quad (I.4)$$

$$A = \frac{\Delta L}{L_0} \quad (I.5)$$

$$Z = \frac{S_0 - S}{S_0} \quad (I.6)$$

La déformation a la rupture $\bar{\varepsilon}_R$

$$\bar{\varepsilon}_R = \ln \frac{S_0}{S} = -\ln(1-Z) \quad (\text{I.7})$$

Critère de considération

$$\frac{dF}{d\varepsilon} = 0 \quad (\text{I.8})$$

$$\frac{d(\sigma_0 S_0 \exp(-\bar{\varepsilon}))}{d\bar{\varepsilon}} = 0 \Rightarrow \frac{S_0 d\sigma_0 \exp(-\bar{\varepsilon})}{d\bar{\varepsilon}} = 0$$

$$\ln \frac{d\sigma_0}{d\bar{\varepsilon}} = 0 \Rightarrow \frac{d \ln \sigma_0}{d\bar{\varepsilon}} = +1 \quad (\text{I.9})$$

Essai de traction a $\bar{\dot{\varepsilon}}$ constante

$$\frac{d \ln \sigma_0}{d\bar{\varepsilon}} = \frac{\partial \ln \sigma_0}{\partial \bar{\varepsilon}} = 0 = 1 \quad (\text{I.10})$$

Essai de traction a vitesse constante

$$\frac{d \ln \sigma_0}{d\bar{\varepsilon}} = \frac{\partial \ln \sigma_0}{\partial \bar{\varepsilon}} + \frac{\partial \ln \sigma_0}{\partial \bar{\dot{\varepsilon}}} \frac{\partial \bar{\dot{\varepsilon}}}{\partial \bar{\varepsilon}} = \gamma - m = 1 \quad (\text{I.11})$$

Loi d'Hollomon

$$\sigma_0 = \sigma_1 (\bar{\dot{\varepsilon}})^n \bar{\varepsilon}^n$$

$$\ln \sigma_0 = \ln \sigma_1 + \ln \bar{\dot{\varepsilon}} + n \ln \bar{\varepsilon}$$

$$\frac{d \ln \sigma_0}{d\bar{\varepsilon}} = \frac{d \ln \sigma_1}{d\bar{\varepsilon}} + \frac{d \ln \bar{\dot{\varepsilon}}}{d\bar{\varepsilon}} + n \frac{d \ln \bar{\varepsilon}}{d\bar{\varepsilon}} = 1 = \gamma$$

$$\frac{n}{\varepsilon} = \gamma$$

$$\bar{\dot{\varepsilon}} \text{ Constante} \Rightarrow \gamma = 1 \Rightarrow \bar{\varepsilon} = n$$

$$\dot{L} \text{ Constante} \Rightarrow \gamma = 1 + m \Rightarrow \bar{\varepsilon} = \frac{n}{1+m}$$

$$\alpha = \frac{\sigma_{22}}{\sigma_{11}} \quad (\text{I.12})$$

α Le chemin de chargement de la tôle supposé constants au cours de l'essai

$$\sigma_0 = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_{11} - \sigma_{22})^2 + (\sigma_{22} - \sigma_{33})^2 + (\sigma_{33} - \sigma_{11})^2} = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{\sigma_{11}^2 + \sigma_{22}^2 - 2\sigma_{11}\sigma_{22} + \sigma_{11}^2 + \sigma_{22}^2}$$

$$\sigma_0 = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{2(\sigma_{11}^2 + \sigma_{22}^2 - \sigma_{11}\sigma_{22})} = \sqrt{\sigma_{11}^2 + \sigma_{22}^2 - \sigma_{11}\sigma_{22}}$$

D'après (II.12) $\sigma_{22} = \alpha\sigma_{11}$ remplacent dans la formule de σ_0

$$\sigma_0 = \sqrt{\sigma_{11}^2 + \alpha^2\sigma_{11}^2 - \alpha\sigma_{11}^2} = \sigma_{11}\sqrt{1 - \alpha + \alpha^2}$$

$$\sigma_0 = \sqrt{1 - \alpha + \alpha^2} = \sigma_{11} = \sigma_0(1 - \alpha + \alpha^2)^{\frac{1}{2}} \quad (\text{I.13})$$

$$\dot{\varepsilon}_{11} = \frac{\lambda \partial f(\sigma_0)}{\partial \sigma_{11}} = \lambda \left(\frac{2\sigma_{11} - \alpha\sigma_{11}}{2\sqrt{\alpha^2 - \alpha + 1}} \right) = \frac{(2 - \alpha) \cancel{\sigma_{11}}}{2\cancel{\sigma_{11}}\sqrt{\alpha^2 - \alpha + 1}} \lambda$$

$$\dot{\varepsilon}_{11} = \frac{2 - \alpha}{2\sqrt{\alpha^2 - \alpha + 1}} \lambda$$

$$\dot{\varepsilon}_{11} = \frac{2 - \alpha}{2\sqrt{\alpha^2 - \alpha + 1}} \bar{\varepsilon} \quad (\text{I.14})$$

$$\dot{\varepsilon}_{22} = \frac{\lambda \partial f(\sigma_0)}{\partial \sigma_{22}} = \lambda \left(\frac{2(\sigma_{22} - \sigma_{11})}{2\sqrt{\alpha^2 - \alpha + 1}} \right) \lambda = \frac{(2\alpha - 1) \cancel{\sigma_{11}}}{2\cancel{\sigma_{11}}\sqrt{\alpha^2 - \alpha + 1}} \lambda$$

$$\dot{\varepsilon}_{22} = \frac{2\alpha - 1}{2\sqrt{\alpha^2 - \alpha + 1}} \bar{\varepsilon} \quad (\text{I.15})$$

Le chemin de déformation

$$\lambda = \frac{\dot{\varepsilon}_{22}}{\dot{\varepsilon}_{11}}$$

Remplacent (II.14 et II.15)

$$\lambda = \frac{2\alpha - 1}{2 - \alpha} \quad (\text{I.16})$$

$$\frac{dF_1}{d\varepsilon} = \frac{dF_2}{d\varepsilon} \quad (\text{I.17})$$

$$F_1 = \sigma_{11} l_x e \quad \text{et} \quad F_2 = \sigma_{22} l_x e$$

$$\dot{\varepsilon}_{11} = \frac{\lambda \partial f(\sigma_0)}{\partial \sigma_{11}} = \frac{2-\alpha}{2\sqrt{\alpha^2 - \alpha + 1}} \bar{\dot{\varepsilon}}$$

$$\dot{\varepsilon}_{22} = \frac{\lambda \partial f(\sigma_0)}{\partial \sigma_{22}} = \frac{2-\alpha}{2\sqrt{\alpha^2 - \alpha + 1}} \bar{\dot{\varepsilon}}$$

$$\frac{d\sigma_0}{d\varepsilon} = \frac{\partial \sigma_0}{\partial \sigma_{11}} \frac{d\sigma_{11}}{d\varepsilon} + \frac{\partial \sigma_0}{\partial \sigma_{22}} \frac{d\sigma_{22}}{d\varepsilon}$$

$$\Rightarrow \frac{\partial \sigma_0}{\partial \sigma_{11}} \sigma_{11} \dot{\varepsilon}_{11} + \frac{\partial \sigma_0}{\partial \sigma_{22}} \sigma_{22} \dot{\varepsilon}_{22}$$

$$\dot{\varepsilon}_{11} = \frac{\partial \sigma_0}{\sigma_{11}} \quad \text{Et} \quad \dot{\varepsilon}_{22} = \frac{\partial \sigma_0}{\sigma_{22}} \quad \text{expriment } \dot{\varepsilon}_{11} \text{ et } \dot{\varepsilon}_{22} \text{ à partir de la loi d'écoulement}$$

$$\Rightarrow \frac{d\sigma_0}{d\varepsilon} = \frac{\left(\left(\frac{\partial \sigma_0}{\partial \sigma_{11}} \right)^2 \sigma_{11} + \left(\frac{\partial \sigma_0}{\partial \sigma_{22}} \right)^2 \sigma_{22} \right)}{d\varepsilon}$$

$$\sigma_{11} = \sigma_0 (1 - \alpha + \alpha^2)^{\frac{1}{2}} \quad \text{Et} \quad \sigma_{22} = \alpha \sigma_{11}$$

$$\Rightarrow \frac{d\sigma_0}{d\varepsilon} = \left(\frac{2-\alpha}{2\sqrt{1-\alpha+\alpha^2}} \right)^2 \sigma_{11} + \left(\frac{2\alpha-1}{2\sqrt{1-\alpha+\alpha^2}} \right)^2 \sigma_{22}$$

$$\frac{d\sigma_0}{d\varepsilon} = \frac{(4+\alpha^2-4\alpha)}{4(1-\alpha+\alpha^2)} \sigma_0 (1-\alpha+\alpha^2)^{\frac{1}{2}} + \frac{(4+\alpha^2-4\alpha)\alpha(1-\alpha+\alpha^2)^{\frac{1}{2}}}{4(1-\alpha+\alpha^2)}$$

$$\frac{d\sigma_0}{d\varepsilon} = \frac{(4\alpha^3 - 3\alpha^2 - 3\alpha + 4)}{4(1-\alpha+\alpha^2)^{\frac{3}{2}}} \sigma_0 \Rightarrow \frac{d\sigma_0}{d\varepsilon} / \sigma_0 = \frac{d \ln \sigma_0}{d\varepsilon}$$

$$\frac{d \ln \sigma_0}{d\varepsilon} = \frac{4\alpha^3 - 3\alpha^2 - 3\alpha + 4}{4(1-\alpha+\alpha^2)^{\frac{3}{2}}} \quad (\text{I.18})$$

$$f(\alpha) = \frac{4\alpha^3 - 3\alpha^2 - 3\alpha + 4}{4(1-\alpha+\alpha^2)^{\frac{3}{2}}} \text{ Et } g(\lambda) = \sqrt{3} \frac{2+\lambda+\lambda^2+2\lambda^3}{4(1-\lambda+\lambda^2)^{\frac{3}{2}}}$$

$$\frac{d \ln \sigma_0}{d \varepsilon} = \gamma = f(\alpha) = g(\lambda)$$

$$\frac{d \ln \sigma_0}{d \varepsilon} = \frac{\partial \ln \sigma_0^0}{d \varepsilon} + \frac{\partial \ln \sigma_0^0}{d \dot{\varepsilon}} \frac{\partial \ln \bar{\varepsilon}}{d \varepsilon} = \gamma = f(\alpha)$$

$$\sigma_0 = \sigma_1 (\bar{\varepsilon})^{-n}$$

$$\Rightarrow \bar{\varepsilon} = \frac{n}{f(\alpha)} = \frac{n}{g(\lambda)} \quad (\text{I.19})$$

$$f(n) = \frac{4-3\alpha-3\alpha^2+4\alpha^3}{4(1-\alpha+\alpha^2)^{\frac{3}{2}}}$$

$$\varepsilon_{11} = \frac{2-\alpha}{2(1-\alpha+\alpha^2)^{\frac{1}{2}}} \bar{\varepsilon} \text{ Remplacent } \bar{\varepsilon} \text{ par (II.19)}$$

$$\varepsilon_{11} = \left[\left(\frac{2-\alpha}{2(1-\alpha+\alpha^2)^{\frac{1}{2}}} \right) \left(\frac{4(1-\alpha+\alpha^2)^{\frac{3}{2}}}{4-3\alpha-3\alpha^2+4\alpha^3} \right) \right] n$$

$$\varepsilon_{11} = \frac{2(2-\alpha)(1-\alpha+\alpha^2)}{4-3\alpha-3\alpha^2+4\alpha^3} n \quad (\text{I.20})$$

$$\lambda = \frac{2\alpha-1}{2-\alpha}$$

$$\alpha = \frac{1+6\lambda}{3\lambda}$$

$$\varepsilon_{11} = \frac{2 \left(2 - \left(\frac{1+6\lambda}{3\lambda} \right) \right) \left(1 - \left(\frac{1+6\lambda}{3\lambda} \right) + \left(\frac{1+6\lambda}{3\lambda} \right)^2 \right)}{4 - 3 \left(\frac{1+6\lambda}{3\lambda} \right) - 3 \left(\frac{1+6\lambda}{3\lambda} \right)^2 + 4 \left(\frac{1+6\lambda}{3\lambda} \right)^3} n$$

$$\varepsilon_{11} = \frac{2 \left[\left(\frac{6\lambda - 1 - 6\lambda}{3\lambda} \right) \left(\left(\frac{3\lambda - 1 - 6\lambda}{3\lambda} \right) + \left(\frac{1 + 36\lambda^2 + 12\lambda}{9\lambda} \right) \right) \right]}{\left(\frac{12\lambda - 3 + 18\lambda}{3\lambda} \right) - 3 \left(\frac{1 + 36\lambda^2 + 12\lambda}{9\lambda} \right) + 4 \left(\frac{1 + 36\lambda^2 + 12\lambda}{9\lambda^2} \right) \left(\frac{1 + 6\lambda}{3\lambda} \right)} n$$

$$\varepsilon_{11} = \frac{2(1 + \lambda + \lambda^2)}{2 + \lambda + \lambda^2 + 2\lambda^3} n \quad (I.21)$$

$$\varepsilon_{22} = \frac{2\alpha - 1}{2(1 - \alpha + \alpha^2)^{\frac{1}{2}}} \bar{\varepsilon} \text{ Remplaçant } \bar{\varepsilon} \text{ par 29}$$

$$\varepsilon_{22} = \left[\left(\frac{2\alpha - 1}{2(1 - \alpha + \alpha^2)^{\frac{1}{2}}} \right) \left(\frac{4(1 - \alpha + \alpha^2)^{\frac{3}{2}}}{4 - 3\alpha - 3\alpha^2 + 4\alpha^3} \right) \right] n$$

$$\varepsilon_{22} = \frac{(2\alpha - 1)2(1 - \alpha + \alpha^2)}{4 - 3\alpha - 3\alpha^2 + 4\alpha^3} n$$

$$\varepsilon_{22} = \frac{2(2\alpha - 1)(1 - \alpha + \alpha^2)}{4 - 3\alpha - 3\alpha^2 + 4\alpha^3} n \quad (I.22)$$

$$\varepsilon_{22} = \frac{2 \left(2 \left(\frac{1 + 6\lambda}{3\lambda} \right) - 1 \right) \left(1 - \left(\frac{1 + 6\lambda}{3\lambda} \right) + \left(\frac{1 + 6\lambda}{3\lambda} \right)^2 \right)}{4 - 3 \left(\frac{1 + 6\lambda}{3\lambda} \right) - 3 \left(\frac{1 + 6\lambda}{3\lambda} \right)^2 + 4 \left(\frac{1 + 6\lambda}{3\lambda} \right)^3} n$$

$$\varepsilon_{22} = \frac{2\lambda(1 + \lambda + \lambda^2)}{2 + \lambda + \lambda^2 + 2\lambda^3} n \quad (I.23)$$

$$\lambda = \frac{\varepsilon_{22}}{\varepsilon_{11}} = \frac{2\alpha - 1}{2 - \alpha} \Rightarrow \alpha = \frac{-2\alpha + 1}{\lambda} + 2$$

$$\alpha = \frac{(1 - 2\alpha) + 2\lambda}{\lambda} \text{ Et } \alpha = \frac{\lambda(2 - \alpha) + 1}{2}$$

$$\alpha = \frac{\frac{\lambda(2 - \alpha) + 1}{2} + 2\lambda}{\lambda} = \frac{\lambda(2 - \alpha) + 1 + 4\lambda}{2\lambda}$$

$$\alpha = \frac{2\lambda - \lambda\alpha + 1 + 4\lambda}{2\lambda} = \frac{6\lambda - \alpha\lambda + 1}{2\lambda}$$

$$\alpha = 3 - \frac{\alpha}{2} + \frac{1}{2\lambda} \Rightarrow \frac{3}{2}\alpha = \frac{6\lambda + 1}{2\lambda}$$

$$\alpha = \frac{6\lambda + 1}{3\lambda}$$

$$\varepsilon_1 = \frac{2(2 - \alpha)(\alpha^2 - \alpha + 1)}{4 - 3\alpha - 3\alpha^2 + 4\alpha^3} \cdot n$$

$$\varepsilon_2 = \frac{2(2\alpha - 1)(\alpha^2 - \alpha + 1)}{4 - 3\alpha - 3\alpha^2 + 4\alpha^3} \cdot n$$

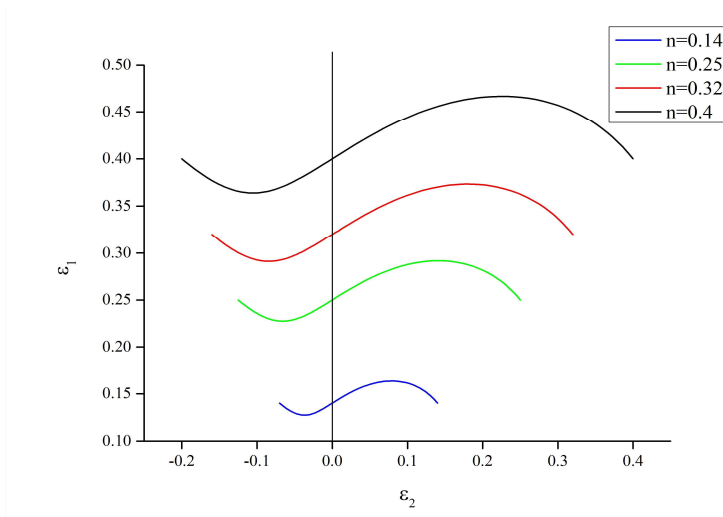


Figure. II.10: Courbe limite de formage à striction diffuse selon le critère de Swift pour différentes valeurs du coefficient d'écroutissage isotrope n.

Les relations II.20 et II.22 permettent de tracer des courbes limites de formage à striction diffuse selon le critère de Force Maximum de Swift (Figure II.10), différentes courbes sont obtenues pour plusieurs valeurs du coefficient d'écroutissage n, il est clair que l'augmentation de n induit une augmentation de la formabilité, et que lorsque la déformation principale mineure est nulle, la valeur de la déformation principale majeure est égale au coefficient d'écroutissage n.

II.4.2. Critère de Swift dans le cas anisotrope (HILL 48)

Dans cette partie, on a fait un développement pour combiner le critère de Swift avec le critère d'anisotropie quadratique de Hill [19,14].

$$r_1 = \frac{H}{G}; r_2 = \frac{H}{F} \text{ Et } G + H = 1$$

$$G = \frac{1}{r_1 + 1} \quad H = \frac{r_1}{r_1 + 1} \quad F = \frac{r_1}{r_2(1 + r_1)}$$

$$\dot{\varepsilon}_{22} = \frac{\lambda f(\bar{\sigma})}{\partial \sigma_{22}} = \frac{2\sigma_{22}(F+H) + 2H\sigma_{11}}{2\sqrt{\sigma_{22}^2(F+H) + \sigma_{11}^2(G+H) - 2H\sigma_{11}\sigma_{22}}} \lambda \quad (I.24)$$

$$\dot{\varepsilon} = \frac{2\alpha(F+H) - 2H}{2\sqrt{\alpha^2(F+H) + (G+H) - 2H\alpha}} \bar{\varepsilon} \quad (I.25)$$

$$\lambda = \frac{\dot{\varepsilon}_{22}}{\dot{\varepsilon}_{11}} = \frac{2\alpha(F+H) - 2H}{2(G+H) - 2H\alpha} \quad (I.26)$$

$$\frac{dF_1}{d\varepsilon} = \frac{dF_2}{d\varepsilon} = 0 \quad (I.27)$$

$$\bar{\dot{\sigma}} = \frac{\partial \bar{\sigma}}{\partial \sigma_1} \dot{\sigma}_1 + \frac{\partial \bar{\sigma}}{\partial \sigma_2} \dot{\sigma}_2 = \frac{\partial \bar{\sigma}}{\partial \sigma_1} \sigma_1 \dot{\varepsilon}_1 + \frac{\partial \bar{\sigma}}{\partial \sigma_2} \sigma_2 \dot{\varepsilon}_2$$

En exprimant $\dot{\varepsilon}_1$ et $\dot{\varepsilon}_2$ à partir de la loi d'écoulement

$$\bar{\dot{\sigma}} = \left(\left(\frac{\partial \bar{\sigma}}{\partial \sigma_1} \right)^2 \sigma_1 + \left(\frac{\partial \bar{\sigma}}{\partial \sigma_2} \right)^2 \sigma_2 \right) \bar{\varepsilon}$$

$$\frac{d\sigma_0}{d\varepsilon} = \left(\frac{2(G+H) - 2H\alpha}{2\sqrt{\alpha^2(F+H) + (G+H) - 2H\alpha}} \right)^2 \sigma_{11} + \left(\frac{2\alpha(F+H) - 2H}{2\sqrt{\alpha^2(F+H) + (G+H) - 2H\alpha}} \right)^2 \sigma_{22}$$

$$\sigma_{11} = \sigma_0 \left[\alpha^2(F+H) - 2H\alpha + (G+H) \right]^{\frac{1}{2}} \text{ Et } \sigma_{22} = \alpha \sigma_{11}$$

Remplacent dans l'équation précédente

$$\frac{d \ln \sigma_0}{d \varepsilon} = \frac{4(G+H)^2 + \alpha(-8H(G+H) + 4H^2) + \alpha^2(4H^2 - 8H(F+H)) + \alpha^3(4(F+H)^2)}{4(\alpha^2(F+H) - 2H\alpha + (G+H))^{\frac{3}{2}}} = f(\alpha) \quad (I.28)$$

$$\bar{\varepsilon} = \frac{n}{f(\alpha)} \quad (I.29)$$

$$\varepsilon_{11} = \frac{((G+H) - H\alpha)(\alpha^2(F+H) + (G+H) - 2H\alpha)}{(G+H)^2 + \alpha(H^2 - 2H(G+H) + \alpha^2(H^2 - 2H(F+H)) + \alpha^3(F+H)^2)} .n \quad (I.30)$$

$$\varepsilon_{22} = \frac{(\alpha(F+H) - H)(\alpha^2(F+H) + (G+H) - 2H\alpha)}{(G+H)^2 + \alpha(H^2 - 2H(G+H) + \alpha^2(H^2 - 2H(F+H)) + \alpha^3(F+H)^2)} .n \quad (I.31)$$

$$\varepsilon_1 = \frac{((G+H) - H\alpha)(\alpha^2(F+H) - 2H\alpha + (G+H))}{(G+H)^2 + \alpha(-8H(G+H) + 4H^2) + \alpha^2(4H^2 - 8H(F+H)) + \alpha^3(4(F+H)^2)} .n$$

$$\varepsilon_2 = \frac{(\alpha(F+H) - H)(\alpha^2(F+H) - 2H\alpha + (G+H))}{(G+H)^2 + \alpha(-8H(G+H) + 4H^2) + \alpha^2(4H^2 - 8H(F+H)) + \alpha^3(4(F+H)^2)} .n$$

Dans notre formule nous avons besoin de (F+H) et (G+H) et H pour tracer les courbes limites de formage cas de Hill quadratique [3-6].

$$2F = \frac{1}{\sigma_0^2} - \frac{1}{\sigma_{90}^2} + \frac{1}{\sigma_b^2}$$

$$2G = -\frac{1}{\sigma_0^2} + \frac{1}{\sigma_{90}^2} + \frac{1}{\sigma_b^2}$$

$$2H = \frac{1}{\sigma_0^2} + \frac{1}{\sigma_{90}^2} - \frac{1}{\sigma_b^2}$$

$$(1)+(3) : F + H = \frac{1}{\sigma_0^2}$$

$$(2)+(3) : G + H = \frac{1}{\sigma_{90}^2} \text{ On peut mètre } G+H=1 \text{ par convention.}$$

$$H = \frac{r_0}{r_0+1} \text{ On peut Mesurer } r_0 = \frac{\varepsilon_2}{\varepsilon_3}$$

$$r_0 = \frac{H}{G} r_{90} = \frac{H}{F} r_{45} = \frac{2N - (F + G)}{2(F + G)}$$

La littérature aussi confirme bien l'influence de l'exposant d'écrouissage n, l'augmentation des limites de formage est associée à une augmentation de n,

C'est pour cela on s'intéresse à varier le coefficient r et les coefficient d'anisotropie dans le critère quadratique de Hill.

A priori, un matériau à r élevé apparaît donc comme parfaitement adapté à la réalisation des pièces profondes en rétreint, c'est-à-dire essentiellement des godets cylindriques, puisque sa facilité à se rétreindre va réduire les efforts de traction et les risques de rupture (Figure II.11).

Si l'on considère les déformations, un coefficient r élevé a aussi pour effet d'incliner les trajectoires de déformation vers la gauche. Ceci est favorable en rétreint puisque la trajectoire intercepte alors la courbe limite de formage (CLF) plus haut et l'inverse dans la partie droite.

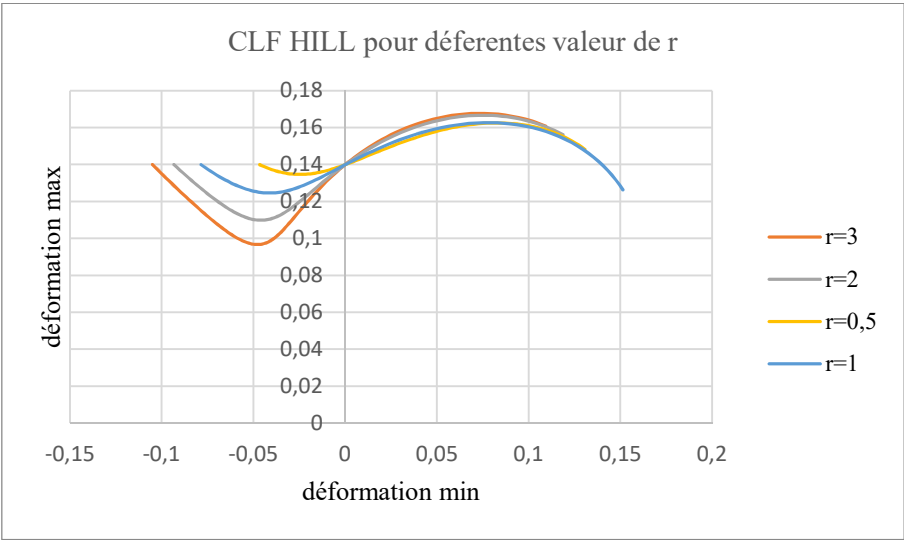


Figure .II.11. Influence du paramètre r sur CLF

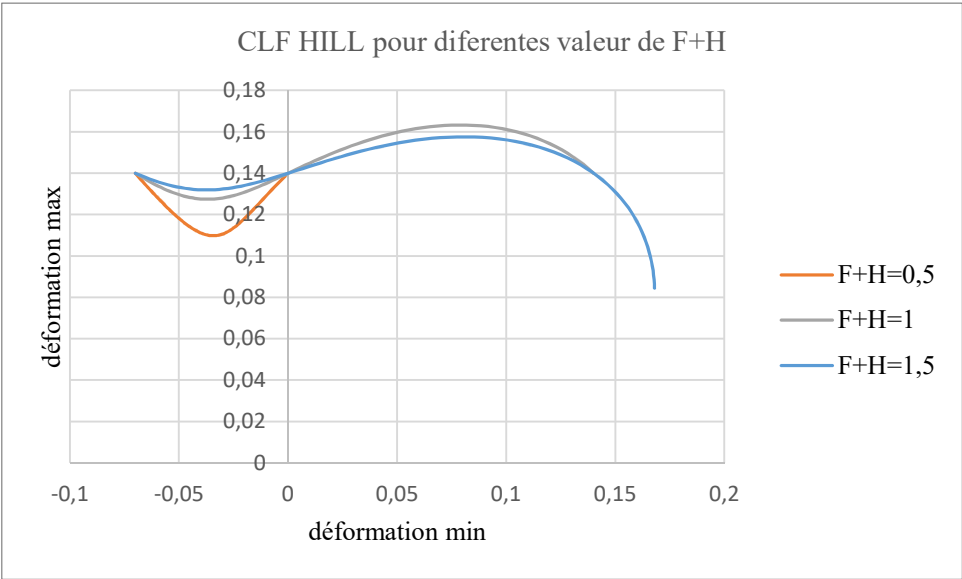


Figure. II.12. Influence des paramètres d'anisotropie ($H+F$) sur la CLF

II.4. 3.Courbe limite de formage NADDRG

La courbe limite de formage NADDRG (North American Deep Drawing Research Group) est une courbe de formabilité pour les tôles d'acier doux utilisées dans les applications d'emboutissage profond. Cette courbe a été développée par le NADDRG, un groupe de recherche composé de représentants de l'industrie, d'universités et de laboratoires gouvernementaux en Amérique du Nord [18,19].

La courbe limite de formage NADDRG est basée sur des essais d'emboutissage profond effectués sur des échantillons normalisés de tôles d'acier doux. Les essais sont menés en utilisant une matrice normalisée pour produire des pièces embouties avec différents ratios de profondeur à diamètre.

Ce modèle ne calcule que le point bas de la CLF, correspondant à la traction plane. Qu'il est souvent associé à une droite inclinée à 45° du côté gauche de la CLF. Et dire aussi que si l'on dispose d'un modèle qui prédit la forme de la CLF, alors le modèle NADDRG permet d'ajuster la position verticale de ce modèle. C'est l'usage que tu en fais plus tard.

La formule empirique utilisée pour tracer la courbe limite de formage est :

$$FLD_0 = (23,3 + 14,14 \epsilon)^{n/0,21}$$

Cette formule donne un FLD₀ en déformation conventionnelle exprimée en %. Pour la comparer aux autres critères il faut la convertir en déformation rationnelle.

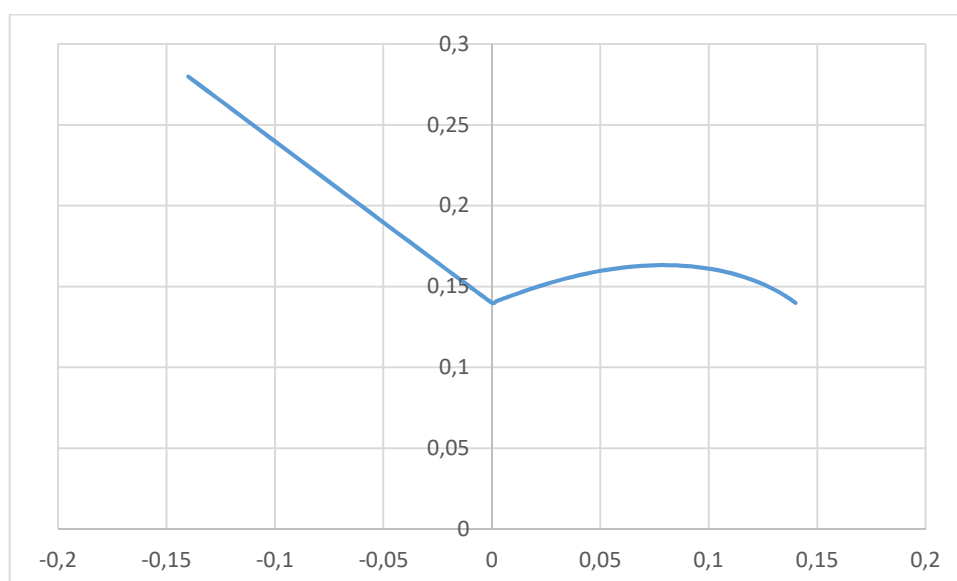


Figure.II.13. Courbe limite de formage selon le critère de Swift combiné avec le critère de HILL

-Pour le critère de Hill [14], On remarque sur la CLF une droite qui relie les points de coordonnées $(0, n)$ et $(-n, 2n)$. On peut combiner le modèle de Hill à gauche et le modèle de Swift à droite (parce qu'à gauche il est trop bas, il prédit la striction diffuse). On peut ajuster verticalement la position de la CLF ainsi obtenue par le modèle NADDRG, Pour les matériaux insensibles à la vitesse de déformation, ce modèle fournit une bonne estimation à la fois de l'inclinaison de la bande de striction et du niveau de déformation limite

II.5. Comparaison des modèles et des mesures :

Les cercles de la grille de départ se déforment après l'emboutissage et deviennent des ellipses, On mesure les axes des ellipses pour définir les déformations principales dans le plan de la tôle. On peut déterminer la distribution des déformations le long d'une ligne allant du centre de la pièce jusqu'au bord.

Les cornes d'emboutissage sont les ondulations observées sur le pourtour d'un embouti cylindrique. Pour l'alliage d'aluminium on peut observer un fibrage qui indique la direction de laminage.

- Acier S235 :

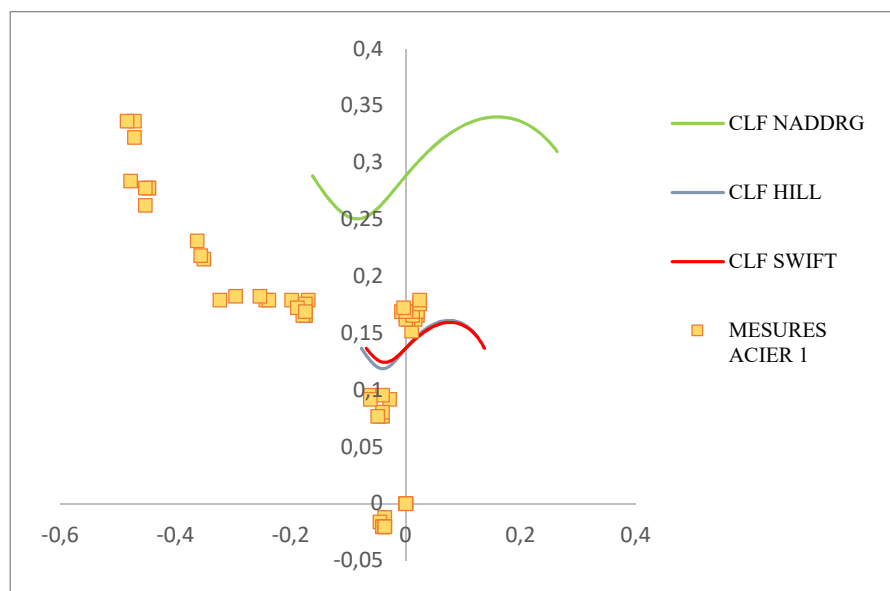
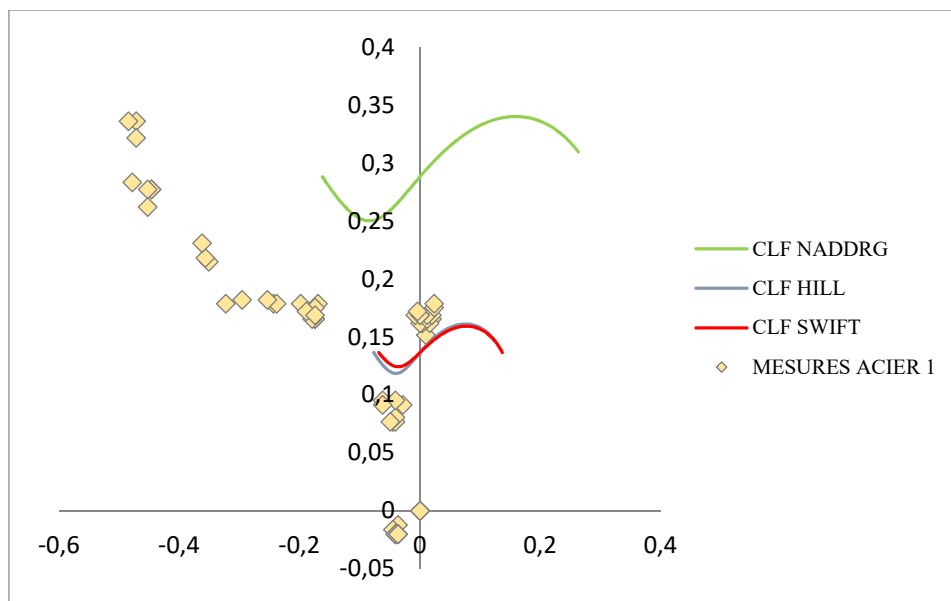


Figure .II.14. Comparaison des différentes CLF et les mesures pour l'acier S235.

-Acier HC250



- **Figure .II.15.** Comparaison des différentes CLF et les mesures pour l'acier HC250.

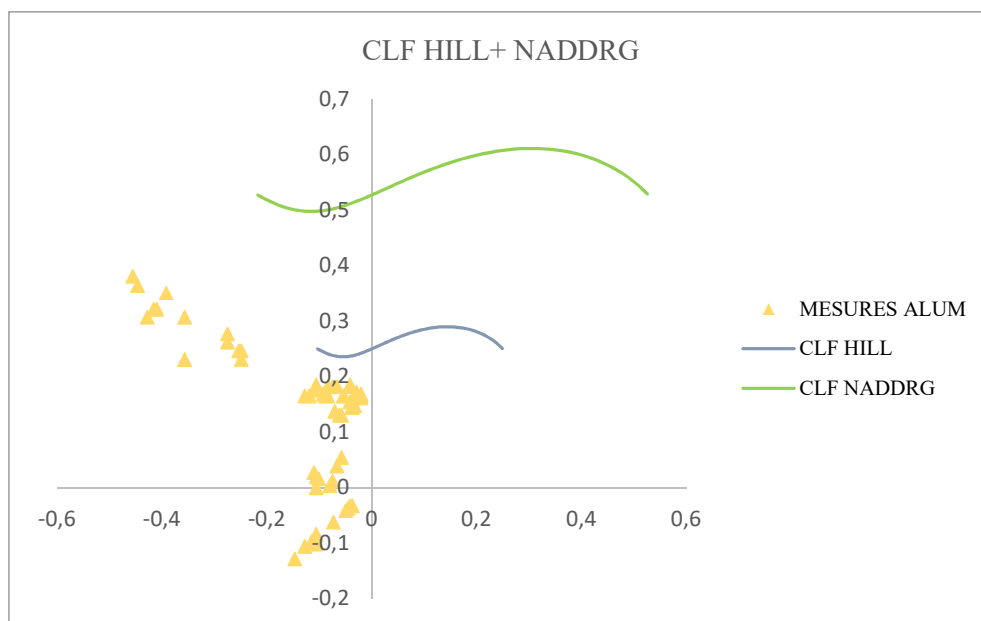


Figure. II.16. Comparaison des différentes CLF et les mesures pour l'aluminium A5754

On constate que les CLF retrouvées présente la même allure connue des CLF en littérature, en extension et en expansion et que le point critique de la courbe se situe bien évidemment en traction plane, montre que l'allure est pratiquement la même.

On remarque que les courbes limite de formage de Swift et de Hill reste conservatives, car les mesures des déformations présentées sur le diagramme dépassent les CLF malgré que l'emboutissage est réussi. Les CLF ainsi obtenue par le modèle NADDRG basé sur l'expérimental, donnent souvent une large possibilité de formage .

Conclusion et perspectives :

Ce chapitre concerne le procédé d'emboutissage. Dans ce procédé, la mise au point de courbes limites de formage (CLF) est indispensable pour sa bonne conduite et sa réussite. Dans ce travail, l'influence de différents paramètres sur cette dernière a été étudiée. Cela a été possible grâce au développement d'un modèle analytique basé sur la théorie de Swift généralisée par la prise en compte de l'anisotropie, des essais expérimentaux qui ont permis d'identifier la loi de comportement de trois métaux différents, des mesures des déformations lors de l'emboutissage et des simulations expérimentales. Des comparaisons entre les résultats expérimentaux et ceux obtenus par la méthode de Swift généralisée permettent de valider cette dernière. L'analyse des résultats confirme le rôle important joué par l'anisotropie et le coefficient d'écroutissage.

Une suite logique de ce travail, en cours de réalisation (présenter en annexe) consiste à comparer les différentes pièces embouties avec les résultats des simulations sous Abaqus et la pièce de référence, en utilisant un scanner 3D concernant, dans le but d'une meilleure prévision des efforts, des répartitions des déformations ainsi que des effets spécifiques

à l'anisotropie notamment les cornes d'emboutissage.

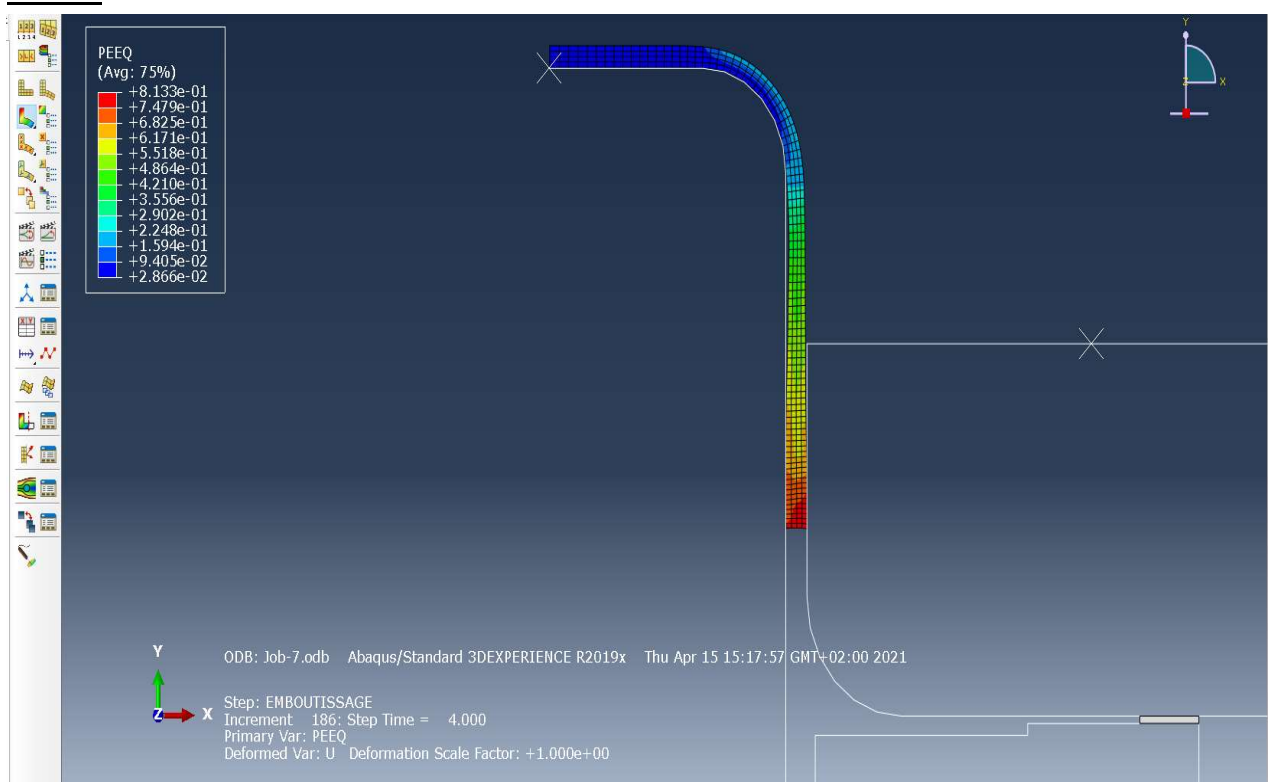
Références bibliographique

- [1] s. Thuillier, p.y. manach, l.f. menezes, m.c. oliveira – experimental and Numerical study of reverse re-drawing of anisotropic sheet metals, (2002)
- [2] m.f. shi, j.c. gerdeen, a theoretical study of the ironing process in sheet metal forming , (1989)
- [3] j.-p. Trotignon, t. Coorevits, j.-m. David, r.dietrich, g. Focy, e. Hugannaud, m. Nicolas, m. Pompidou – découpage. Précis de construction mécanique, tome 2
- [4] 12. Barlat f., lian j., “plastic behavior and stretchability of sheet metals, part 1: a yield Function for orthotropic sheets under plane stress conditions”. Int. J. Of plasticity, 5, p. 51 – 66, 1989.
- [5]. Barlat f and all “yield function development for aluminum alloy sheets”. J. Mech. Sci. And physics of solids, 45 (11/12), p.1727 – 63, 1997.
- [6]. Haddag b., “contribution à la modélisation de la mise en forme des tôles métalliques : application au retour élastique et à la localisation”, thèse de doctorat, école Nationale supérieure d'arts et métiers, laboratoire de physique et mécanique des Matériaux, cer metz, france, 2005.
- [7]. Ghouati o., gélin j.c., lenoir h., “process optimization in deep drawing”. Revue Européenne des éléments finis. V9, no 1-2-3, pp129-149 (2000).
- [8] guillaume altmeyer, farid abed-meraim, tudor balan - modélisation de critères de localisation : prédiction de l'orientation des bandes de localisation et tracé de courbes limites de formage - in: 19ème congrès français de mécanique, france, 2009-08-24 - 19ème congrès français de mécanique – 2009

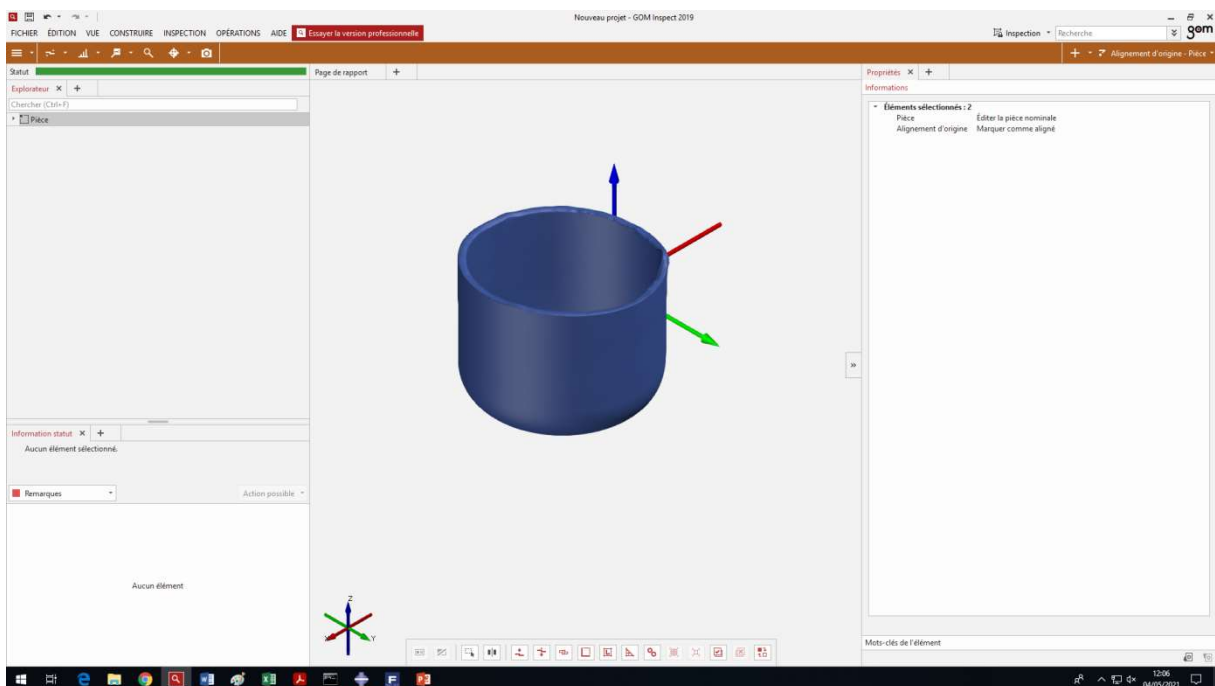
- [9] haddag b. Contribution à la modélisation de la mise en forme des tôles métalliques : application au retour élastique et à la localisation. Thèse de doctorat, ensam, metz, 2007.
- [10] abed-meraim, f., balan, t. & altmeyer, g. Investigation and comparative analysis of plastic instability criteria: application to forming limit diagrams. *Int j adv manuf technol* 71, 1247–1262 (2014). <https://doi.org/10.1007/s00170-013-5530-8>
- [11] b. Haddag, t. Balan, and f. Abed-meraim, investigation of advanced strain-path dependent material models for sheet metal forming simulations, *international journal of plasticity*, vol. 23, no. 6, pp. 951979, 2007.
- [12] a. Col, l'emboutissage des aciers. Dunod, 2010.
- [13] r. Von mises, mechanics of the solid body in the plastic deformation state, *göttin nachr math phys*, vol. 1, p. 582, 1913.
- [14] r. Hill, a theory of the yielding and plastic ow of anisotropic metals, *proceedings of the royal society of london. Series a. Mathematical and physical sciences*, vol. 193, no. 1033, pp. 281297, 1948
- [15] d. Banabic, f. Barlat, o. Cazacu, and t. Kuwabara, advances in anisotropy and formability, *international journal of material forming*, vol. 3, no. 3, pp. 165189, 2010.
- [16] Swift H. W, Plastic instability under press, *J. Mec. Phys. Solids*, vol 1, p 1-18, 195
- [17] Marciniak, Z. and Kuczynski, K., “Limit strains in the processes of stretch forming sheet steel,” *J. Mech. Phys. Solids*, vol 9, pp. 609–620, 1967.
- [18] Makkouk R., G. Ferron, M. Martiny, Modélisation de la plasticité orthotrope en contraintes planes. Application à la détermination des limites de formages, Thèse de doctorat, Université de Metz, Juillet 1994.
- [19] Nejia AYACHI ,Caractérisation et modélisation de la formabilité des tôles ultra-fines de cuivre ,Thèse présentée et soutenue à Lorient, le 19 Mai 2021 Unité de recherche : IRDL-UMR CNRS 6027

ANNEXE II

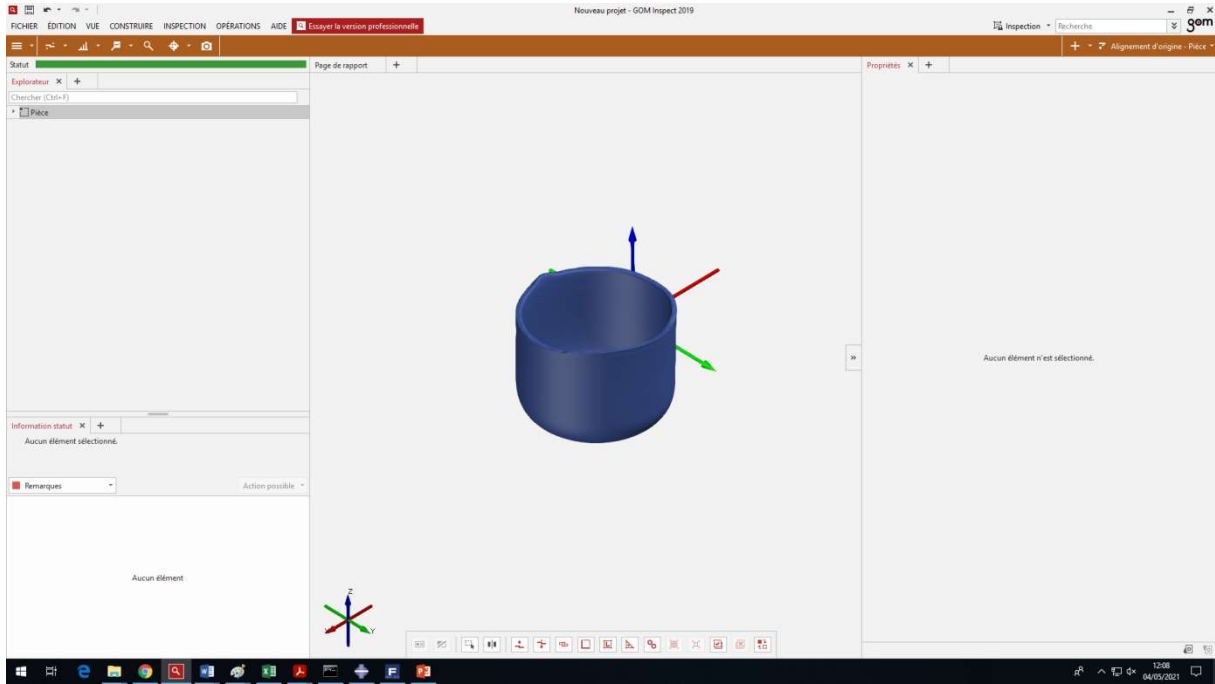
1.Simulation



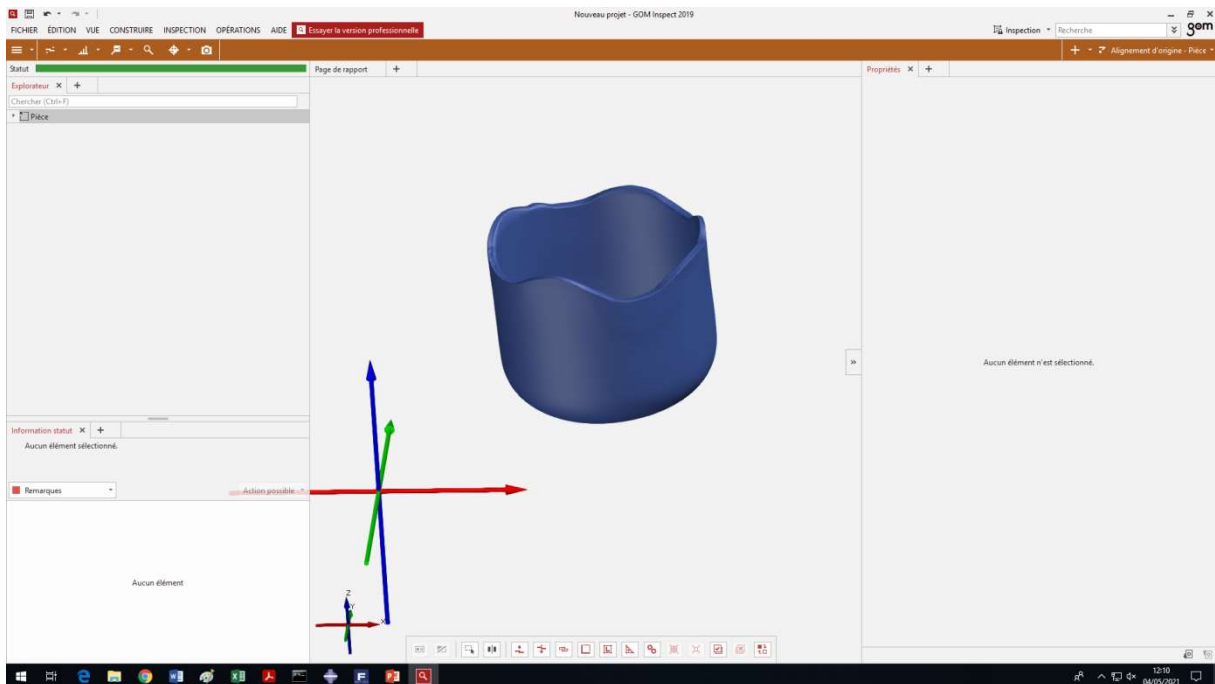
SCAN 3D ACIER S235



SCAN 3D ACIER H250



SCAN 3D Aluminium A5754.



Chapitre III

METAMODELE

C'est le chapitre le plus important de la thèse, des modèles de substitution basés sur ANN et polynomiaux sont développés pour prédire l'effort du laminage à froid des métaux plats. Un modèle précis et rapide a été développé pour servir de modèle haute fidélité pour la formation des algorithmes d'apprentissage automatique, permettant de grandes tailles d'échantillonnage (jusqu'à 1000 échantillons) avec différentes méthodes, un certain nombre de huit paramètres d'entrée et diverses configurations de modèles de substitution.

Les modèles basés sur ANN ont montré d'excellentes capacités prédictives à condition que l'échantillonnage d'apprentissage soit suffisamment grand (plus de 500 éléments). En revanche, les modèles polynomiaux convergent beaucoup plus rapidement vers leur précision optimale (échantillonnages de dizaines d'éléments) mais leur capacité prédictive est plus limitée, à moins que l'ordre des polynômes ne soit augmenté. L'échantillonnage par hypercube latin était plus efficace que l'échantillonnage aléatoire dans tous les cas.

III.1.Introduction

Le laminage des tôles est un processus de l'industrie métallurgique lourde avec des taux de production élevés et des taux de rebut acceptables très faibles en raison d'une forte concurrence. Dans ce contexte, la capacité de prédire tous les résultats importants du processus est primordiale. Historiquement, des modèles analytiques ont été conçus afin de prédire les forces et les couples de laminage par rapport aux paramètres géométriques du processus [1]. La méthode des tranches a permis de prédire localement les distributions de contraintes le long de l'emprise de laminage en tenant compte de l'effet du frottement et des efforts de tension de tôle amont/aval [2][3]. La méthode des éléments finis a finalement fourni des prédictions raffinées et précises de la réponse globale et locale du processus de laminage, au prix d'un temps de calcul important [4][5]. Compte tenu de ce coût important, des modèles simplifiés basés sur la méthode des tranches ont continué à être développés avec succès. Shigaki et Montmitonnet [6] ont combiné la méthode FEM et la méthode multi-tranches pour la prédiction de la déformation des bandes en laminage des tôles, tandis que Slimani et al. [7] ont développé des modèles pour le laminage à froid multi-passe, tenant compte de la déformation élastique des cylindres, de l'écroutissage et du frottement.

Alternativement, des modèles de substitution ont été développés pour raccourcir davantage le temps de prédiction des processus de laminage, en particulier dans le but de permettre une optimisation ou un contrôle de processus en temps réel. Deng et al. [8] ont appliqué l'ANN pour la prédiction du bombé des bandes laminées à chaud sur la base des données acquises lors de la production de plus de 10 000 bobines laminées. Plus de 30 paramètres ont pu être pris en compte dans l'analyse. Cette approche démontre la puissance et la polyvalence des approches ML pour la modélisation des procédés de laminage industriels mais se limite aux machines de production suffisamment équipées des capteurs d'acquisition requis. Cependant, les capteurs ne sont pas facilement mis en œuvre dans les équipements industriels roulants et lourds. De même, Nelson et al. [9] ont utilisé l'inférence bayésienne pour prédire la force de laminage en fonction de huit paramètres basés sur des expériences de production de laminoirs. Dans [10], il a été démontré que le GPR améliore encore la précision de l'ANN au détriment d'une augmentation du temps de calcul d'un ordre de grandeur.

Les modèles peuvent être utilisés pour prédire les processus de laminage à chaud ou à froid lorsque les données de production ne sont pas disponibles ou lors de la conception de nouveaux

équipements de laminage / conditions de processus. Hu et al. [11] ont utilisé des modèles analytiques pour former des modèles de substitution basés sur ANN pour prédire la force de laminage en fonction de huit paramètres d'entrée, appliqués ensuite pour le multi-objectif d'un processus de laminage à chaud. De plus, la méthode des éléments finis est reconnue comme un processus de laminage précis. Approche par simulation ; cependant, son coût de calcul est important. En conséquence, les modèles de substitution sont attrayants, par exemple dans le cadre de l'optimisation des processus. Plusieurs auteurs ont développé un ANN entraîné par rapport aux simulations de processus de laminage FE afin de prédire la force de laminage. Bagheripoor et Bisadi [12] ont prédit la force et le couple de laminage à chaud par rapport à quatre paramètres de processus, tandis que Guo et al. [13] force de laminage prévue pour le laminage de plaques de Mg par rapport à cinq paramètres de processus. Le nombre de paramètres de processus pouvant être traités dans ces études était significativement plus faible par rapport aux situations où les données de production étaient utilisées ; cette restriction est principalement due au temps de calcul nécessaire pour générer l'espace d'échantillonnage nécessaire à l'apprentissage de l'algorithme ML adopté.

Le but de ce travail est d'explorer l'échantillonnage minimal / optimal requis pour le développement de modèles de substitution réussis d'un processus de laminage à froid. Alors que les modèles basés sur FEM sont la cible finale, ici un modèle simplifié précis mais rapide a été développé et utilisé afin d'explorer largement l'espace des paramètres, de considérer un plus grand nombre de paramètres de processus, de confronter des méthodes d'échantillonnage alternatives et des approches de modèles de substitution, afin de promouvoir des approches de modélisation optimales lors de l'utilisation de modèles haute fidélité basés sur FE.

La structure du chapitre est la suivante. Le modèle de référence développé est décrit dans la section 2. Dans la section 3, une analyse basée sur les données du processus de laminage est effectuée en utilisant les prédictions du modèle de référence, afin d'explorer la réduction potentielle du nombre de paramètres. Par la suite, les modèles ANN et de substitution polynomiale sont développés dans la section 4, puis appliqués et discutés dans la section 5, avant que les conclusions finales ne soient tirées.

III.2. Modèle de référence du processus de laminage

Le laminage à froid de bandes métalliques est un processus multi-variable non linéaire complexe dont le contrôle présente un défi technique important. Le processus de laminage à froid se produit après le processus de laminage à chaud où les brames d'acier sont chauffées dans un four ou produites dans une opération de coulée de métal à chaud en continu, puis laminées dans bobines de calibre réduit adaptées à un traitement ultérieur. Le laminage à froid est effectué pour améliorer la finition de surface et pour produire des propriétés mécaniques dans la bande qui conviennent à la fabrication de divers produits. Plusieurs paramètres sont connus pour piloter le processus, comme illustré à la figure 1 : propriétés de frottement; dimensions des rouleaux et des bandes ; forces de tension de la bande ; vitesse de rotation etc. Les modèles prédictifs doivent permettre de prendre en compte l'ensemble de ces paramètres.

Le modèle présenté et détaillé dans le chapitre 1 sera utilisé dans ce chapitre comme modèle de référence de haute précision. Alors que la même procédure peut être appliquée en utilisant un modèle EF, ce modèle de référence rapide permet ici une exploration plus systématique de l'espace des paramètres.

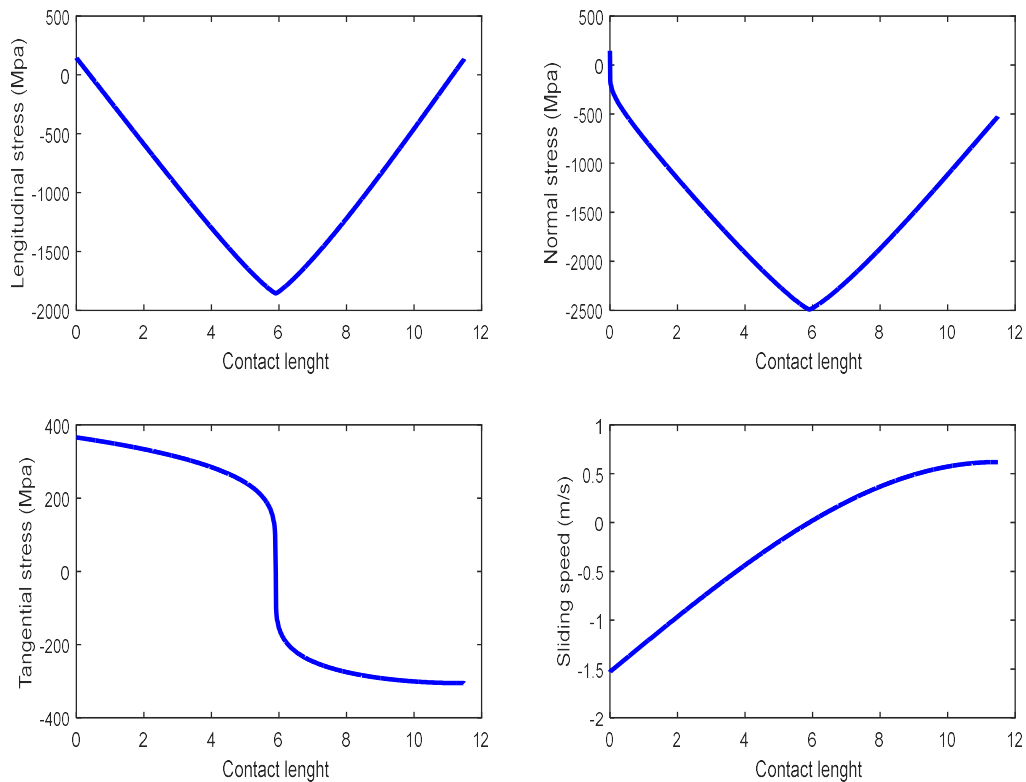


Figure III .1. Distributions longitudinales des composantes de contrainte et de la vitesse de

III.3. Analyse du processus du laminage basée sur les données

Le modèle décrit dans la section 2 a été utilisé comme modèle haute fidélité de référence dans cette étude, afin de construire davantage de modèles de substitution en temps réel. Avec ce modèle, le processus de laminage à plat peut être décrit par plusieurs paramètres géométriques, paramètres de matériau / frottement et paramètres de processus. Le tableau 2 résume les neuf paramètres qui ont été sélectionnés pour une analyse plus approfondie, ainsi que leurs limites. L'objectif du modèle de substitution n'est pas seulement de fournir une analyse de sensibilité proche de la configuration de référence, mais de prédire la force de laminage pour toute configuration de paramètre sur toute la plage de valeurs possibles pour le processus de laminage industriel considéré. La sortie prédite d'intérêt dans cette étude était la force du laminage.

Tableau III. 1. Paramètres du problème de laminage à plat avec leurs plages de valeurs acceptables.

Paramètres	Minimum	Maximum	Unit
P_1 :Rayon de cylindre, R	200	300	mm
P_2 :épaisseur d'entrée, e_{in}	0.8	2	mm
P_3 :reduction	0.05	0.35	/
P_4 :Largeur de la bande , L	1	1.5	m
P_5 :coefficient d'ecrouissage , K	300	800	MPa
P_6 :coefficient de frottement, μ	0.05	0.3	/
P_7 :tension en aval, F_{in}	0	300	MPa
P_8 :tension en amont, F_{out}	0	300	MPa
P_9 : vitesse se rotation, ω	40	100	rot/min

Compte tenu du faible coût de calcul du modèle de référence, sa réponse (prédiction de la force du laminage) pourrait être étudiée de manière approfondie. A titre d'illustration, la figure 5 trace la réponse sur toute la plage de tous les paramètres pris deux par deux. Cette représentation révèle que l'influence de la plupart des paramètres sur la force du laminage est non linéaire, mais lisse et monotone. Ce sont des conditions idéales pour la construction de modèles de substitution efficaces, utilisant potentiellement des approximations de niveau relativement bas.

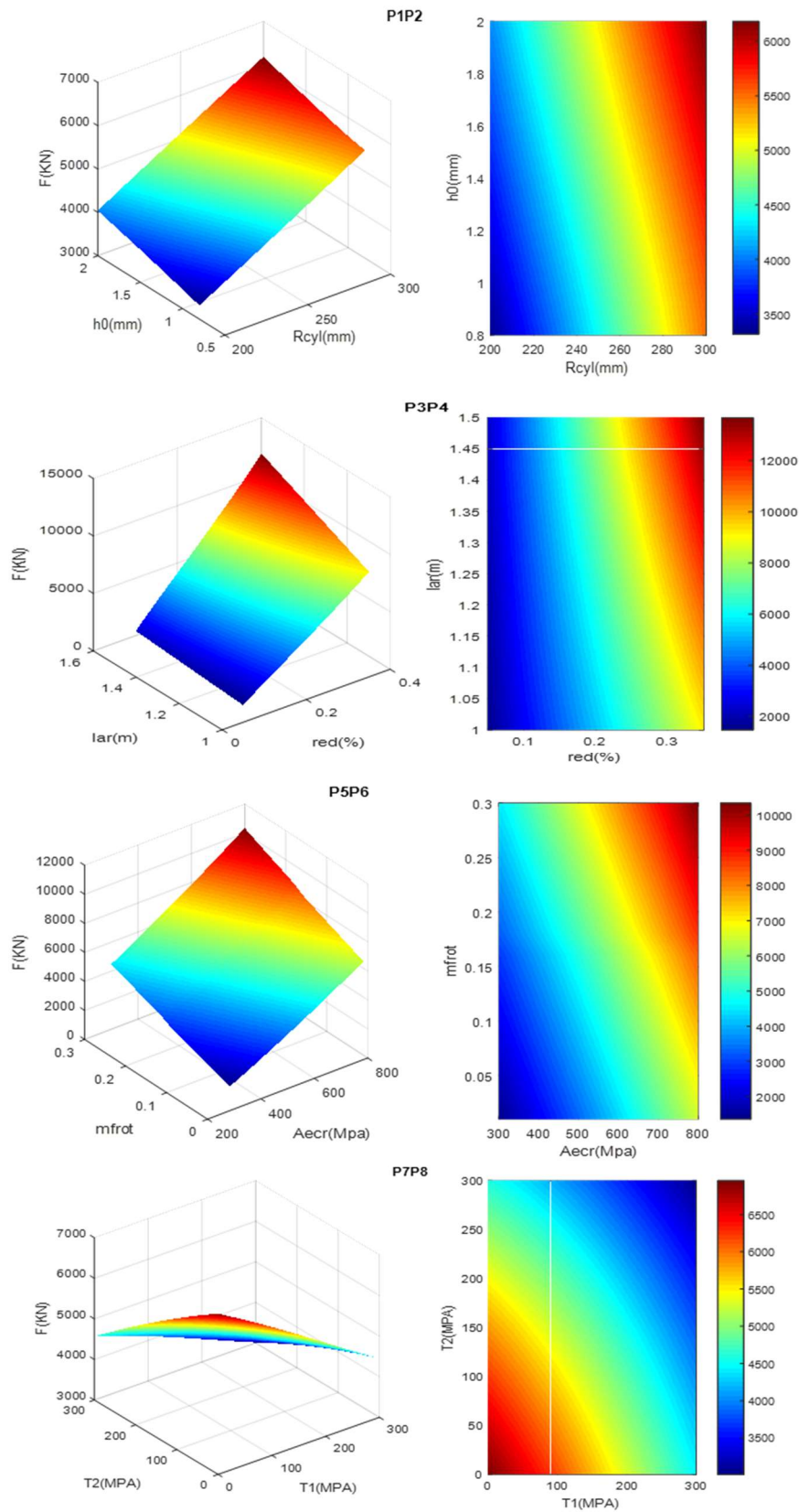


Figure III.2. Prédiction de la force de laminage avec le modèle de référence sur toute la plage de variation des paramètres P_1...P_8

L'Analyse en Composantes Principales (ACP) est une méthode statistique des analyses factorielles . Le but de son utilisation est de trouver les relations entre les paramètres ou d'une façon préliminaire à des méthodes statistique décisionnelle (Métamodèle ,reseaux de neurones...)

Une telle vérification préalable est cependant inconcevable avec les modèles aux éléments finis très chronophages qui sont la référence habituelle pour les procédés de fabrication. Dans de tels cas, une réduction de dimension est souvent tentée afin de réduire la dimension de l'espace des paramètres balayé pour l'analyse [18][19]. Ici, l'analyse en composantes principales (ACP) a été appliquée. Pour cela, un échantillon initial de 1000 ensembles de paramètres a été généré aléatoirement dans les plages de paramètres sélectionnées, et la force du laminage correspondante a été calculée avec le modèle haute fidélité. Les résultats sont résumés dans la figure 6. Il apparaît que le nombre de vecteurs propres nécessaires pour décrire une fraction suffisante de l'information contenue dans les données est égal au nombre de paramètres physiques. Une approche non linéaire de la réduction de la dimensionnalité peut être utile pour ce problème, mais n'a pas été tentée dans cette étude. De même, Song et al.[20] ont effectué une analyse PCA d'un problème de laminage visant à prédire la couronne de roulement en fonction de huit paramètres, et ont découvert qu'au moins sept composantes principales doivent être utilisées pour la description d'un modèle de substitution précis.

Suite à cette analyse préliminaire, l'ACP ne permettant pas une réduction dimensionnelle significative, il a été décidé de conserver les paramètres physiques comme paramètres d'entrée du modèle de substitution. La vitesse de rotation ω a été abandonnée car elle a une très faible influence sur la force de roulement, laissant ainsi huit paramètres actifs. La construction de modèles de substitution pour ce problème est abordée dans la section suivante.

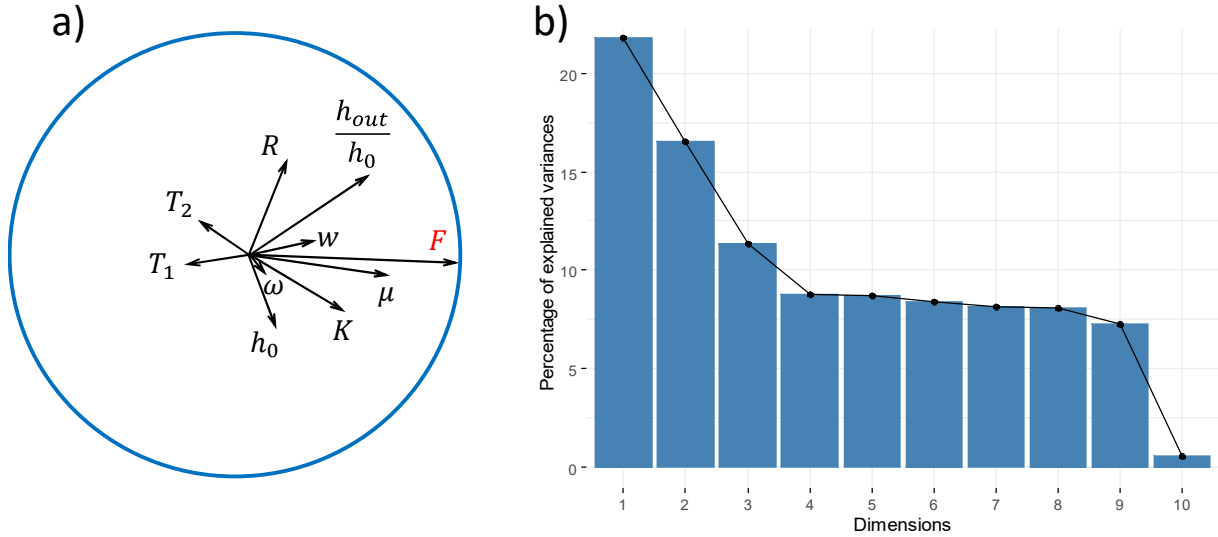


Figure III. 3. Analyse en composante principale de la dépendance de la force de laminage aux neuf paramètres d'entrée, basée sur 1000 points de calcul aléatoires dans l'espace des paramètres : a) projection de l'influence des paramètres sur les axes définis par les deux premières composantes principales / vecteurs propres ; b) pourcentage de l'information globale véhiculée par chaque composant principal.

III.4. Modèles de substitution du processus de laminage

Les modèles de substitution désignent des relations mathématiques de la forme $Y=F(b,P)$ où Y est un vecteur de sortie, P est le vecteur des paramètres d'entrée et b est un vecteur de constantes, à déterminer. Ici, Y a une seule composante qui est la force du laminage, et P est le vecteur des huit paramètres de processus. Le vecteur de coefficients b dépend du choix de la fonction F du modèle. Une approche courante utilise des polynômes pour définir la fonction F :

$$Y(\mathbf{b}, \mathbf{P}) = \sum_{k_1, \dots, k_{n-1}, j \in \{0, \dots, m\}} b_{k_1, \dots, k_{n-1}, j} P_1^{k_1} \dots P_{n-1}^{k_{n-1}} P_n^j,$$

où n et m sont respectivement le nombre de paramètres dans P et le nombre de constantes dans b . Dans le cas de $n=8$ paramètres, le nombre total de constantes dans b est 9 pour un polynôme linéaire et 45 pour un polynôme quadratique complet, etc.

Une autre solution potentielle est fournie par les réseaux de neurones artificiels (ANN)[21][22][23]. Cette approche, qui mime le traitement de l'information dans le cerveau, est aujourd'hui très populaire et elle a été appliquée régulièrement dans le cadre de procédés de

fabrication, notamment de laminage. Un RNA est composé de plusieurs couches de « neurones ». Une couche d'entrée contient généralement n neurones, autant que de paramètres d'entrée dans le problème. De même, une couche de sortie contient autant de neurones que de valeurs de sortie dans le vecteur Y . Un certain nombre de couches cachées sont intercalées entre celles d'entrée et de sortie et offrent une flexibilité supplémentaire pour la construction du modèle de substitution. Les neurones des couches successives sont reliés par des fonctions de transfert simples de la forme $y_j = f_j \left(\sum_{i=1}^n [b_{ij} x_i] + b_{0j} \right)$ où x_{ij} et y_j désignent les valeurs d'entrée et de sortie du neurone j , b_{ij} et b_{0j} représentent les facteurs de pondération des valeurs d'entrée et le biais, respectivement, et f_j est la fonction dite d'activation. La simplicité de ces fonctions de transfert de base est compensée par la versatilité de leurs combinaisons possibles au sein du réseau. Alors que les couches d'entrée et de sortie sont définies par le problème à résoudre, le nombre de couches cachées, leur nombre respectif de neurones et la forme des fonctions d'activation peuvent être réglés afin d'optimiser l'ANN pour l'application donnée. Les 1000 ensembles de données générés aléatoirement de la section 2 ont été utilisés pour former de nombreuses variantes de l'ANN ; les résultats détaillés sont donnés en annexe. Les prédictions les plus précises ont été fournies par l'ANN en utilisant deux couches cachées avec 16 et 12 neurones (voir Figure 7), respectivement, et en utilisant une fonction d'activation tangente hyperbolique.

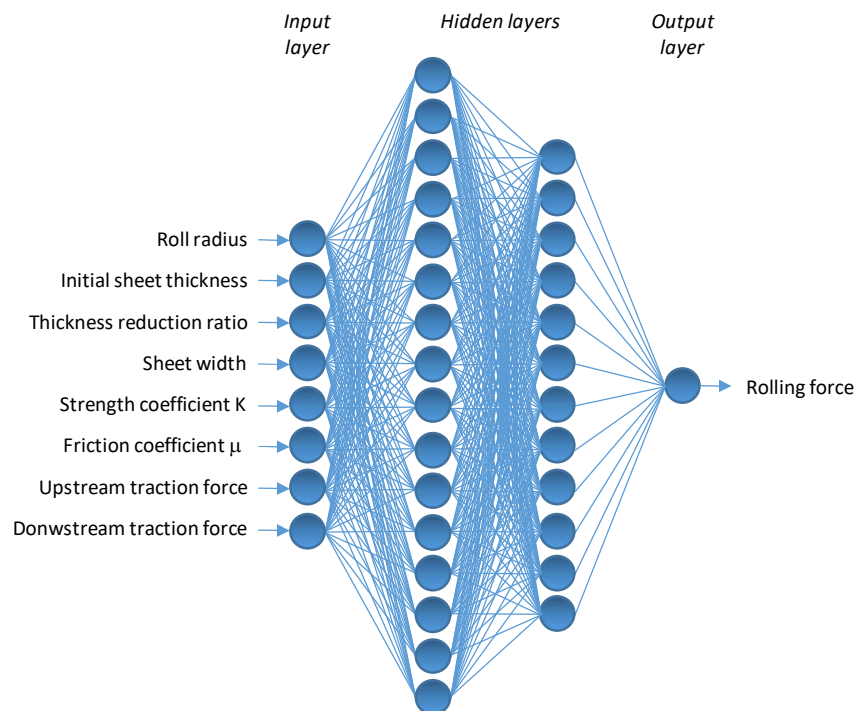


Figure III.4. Structure du réseau de neurones artificiels utilisé dans ce travail.

Outre ces paramètres intrinsèques, la précision des prédictions du modèle de substitution dépend fortement des données d'entrée utilisées pour sa formation. L'influence de la méthode d'échantillonnage et de la taille a été étudiée en comparant deux méthodes d'échantillonnage populaires : l'échantillonnage aléatoire (RAND) et l'échantillonnage en hypercube latin (LHC). Des échantillons de plus en plus grands ont été comparés, contenant $N = 10, 30, 50, 100, 300, 500$ et 1000 éléments. Les prédictions correspondantes des modèles de substitution ont été comparées au moyen d'une mesure d'erreur scalaire :

$$\varepsilon = \frac{\sum_{i=1}^N |Y_i^{sm} - Y_i^{ref}|}{\sum_{i=1}^N Y_i^{ref}}$$

où les exposants *sm* et *ref* désignent respectivement les valeurs prédites par le modèle de substitution et les valeurs de référence prédites par le modèle haute fidélité. Cette erreur a été calculée pour deux sous-ensembles des données disponibles : 70 % de chaque ensemble de données a été utilisé pour la formation du modèle de substitution, tandis que les 30 % restants ont servi à la validation. La plus discriminante est la deuxième erreur, correspondant au sous-ensemble de données de validation, et celle-ci sera utilisée systématiquement dans la suite du chapitre, sauf indication contraire.

III.5. Résultats et discussion

Les erreurs de prédiction de l'ANN pour différentes méthodes et tailles d'échantillonnage sont résumées à la figure 8. D'une part, la méthode d'échantillonnage LHC a surpassé l'échantillonnage aléatoire dans tous les cas. D'autre part, l'augmentation de la taille de l'échantillon a systématiquement réduit l'erreur, du moins dans la fourchette d'investigation actuelle. En particulier, les échantillonnages de 500 éléments et plus induisent une amélioration significative de la précision prédictive. L'erreur acceptable d'un modèle de substitution dépend de l'application spécifique et ne doit pas être évaluée uniquement de manière moyenne. Les prédictions ANN correspondant aux différents échantillonnages aléatoires ont été utilisées pour tracer des surfaces de réponse détaillées sur des paires de paramètres ; ceux-ci sont comparés à la figure 9 avec les prédictions du modèle haute fidélité. Il ressort de cette représentation qu'un minimum de 500 échantillons était nécessaire pour décrire correctement les variations locales du laminage prédite.

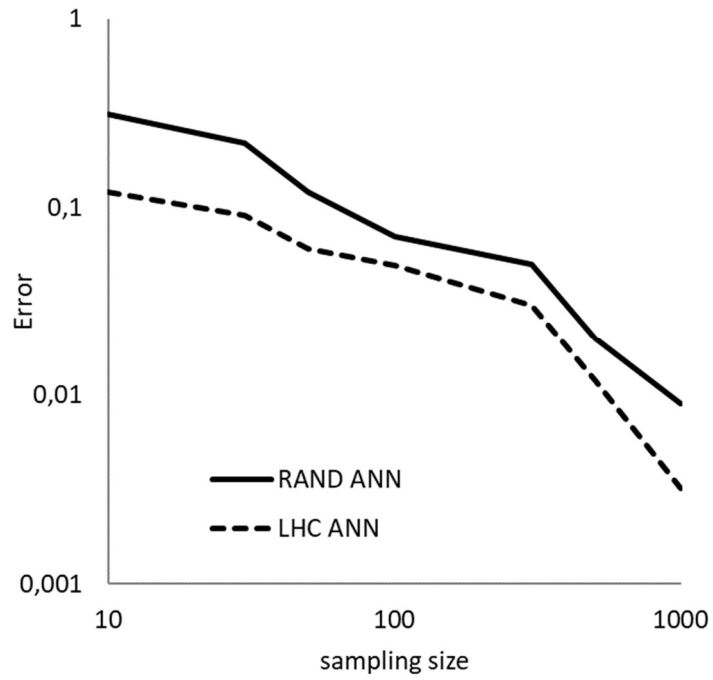


Figure III.5. Diminution de l'erreur du modèle ANN avec l'augmentation de la taille de l'échantillon, généré aléatoirement (RAND) ou par la méthode de l'hyper-cube latin (LHC). Des échelles logarithmiques sont utilisées sur les deux axes.

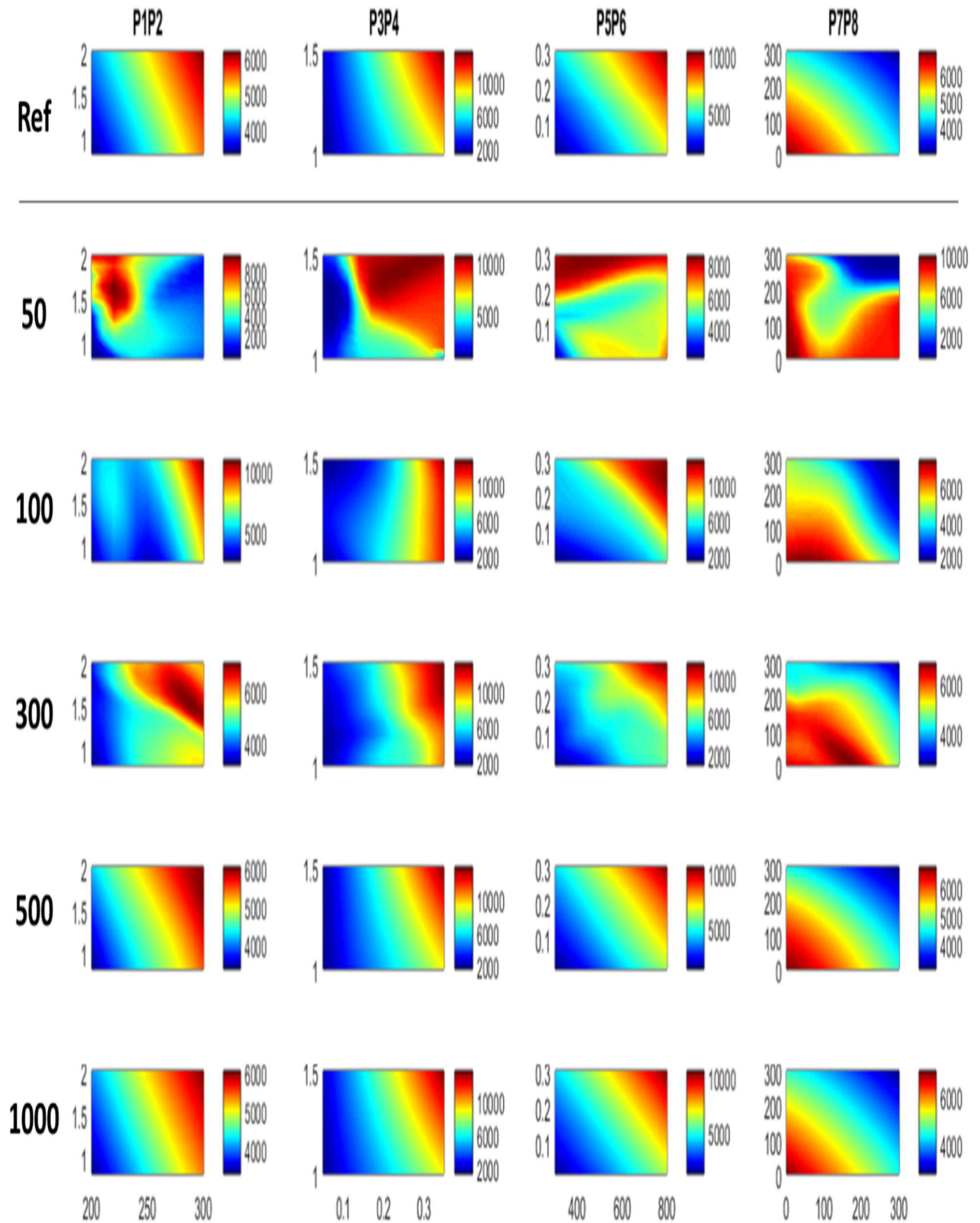


Figure III. 6. Variation de la force du laminage avec les paramètres P₁...P₈ comme prédit par le modèle de référence (Ref, ligne du haut) et par le modèle ANN formé avec des échantillonnages LHC de 50, 100, 300, 500 et 1000 points, respectivement.

Il semble que la précision et la polyvalence de l'ANN s'accompagnent du coût d'un nombre relativement important d'échantillons d'apprentissage. En l'absence de capteurs adaptés sur les installations industrielles, des modèles haute fidélité peuvent être utilisés pour générer les échantillonnages requis. De grands échantillonnages pourraient être explorés dans ce travail étant donné le modèle de référence rapide adopté. Cependant, lorsque le modèle haute fidélité correspond à une simulation par éléments finis, de très grands échantillonnages peuvent difficilement être explorés en pratique. C'est peut-être l'une des raisons pour lesquelles les modèles de substitution polynomiaux sont très populaires dans les applications des processus de fabrication. Afin d'évaluer l'intérêt relatif des modèles polynomiaux de substitution, la figure 10 compare les performances des modèles polynomiaux complets du premier et du second ordre par rapport à celles du modèle ANN. En termes de précision, bien que l'augmentation de l'ordre du polynôme améliore ses performances, il est clair que l'ANN pourrait surpasser les modèles polynomiaux à condition qu'une taille d'échantillonnage suffisante soit autorisée. En effet, la précision des modèles polynomiaux saturait à une taille d'échantillonnage donnée, tandis que l'ANN continuait à s'améliorer beaucoup plus loin. D'autre part, la performance optimale a été atteinte beaucoup plus rapidement par les modèles polynomiaux par rapport à l'ANN. En effet, pour les populations de 30 et 50 échantillons, le polynôme linéaire a fait aussi bien que l'ANN, tandis que le polynôme du second ordre a fait mieux jusqu'à une population de 500 échantillons. Ainsi le choix des modèles polynomiaux apparaît à la fois robuste et performant, cependant sa précision est limitée à un niveau intrinsèque. Bien sûr, les modèles polynomiaux d'ordre supérieur devraient fournir des prédictions plus précises que le modèle quadratique testé ici. En revanche, l'ANN a permis d'améliorer la précision à des niveaux beaucoup plus élevés, ce qui a un coût en termes de taille d'échantillonnage. Cet aspect devient critique lorsque des modèles de substitution sont tentés pour des problèmes régis par un grand nombre de paramètres non corrélés où les modèles haute fidélité (ou expériences alternatives) prennent beaucoup de temps. Cela explique certainement pourquoi la plupart des modèles de substitution des processus de formage, comme le laminage, sont limités à 4...5 paramètres. Les résultats de cette investigation fournissent des informations supplémentaires pour un choix éclairé des spécificités du modèle de substitution, en fonction des contraintes et des caractéristiques du problème traité.

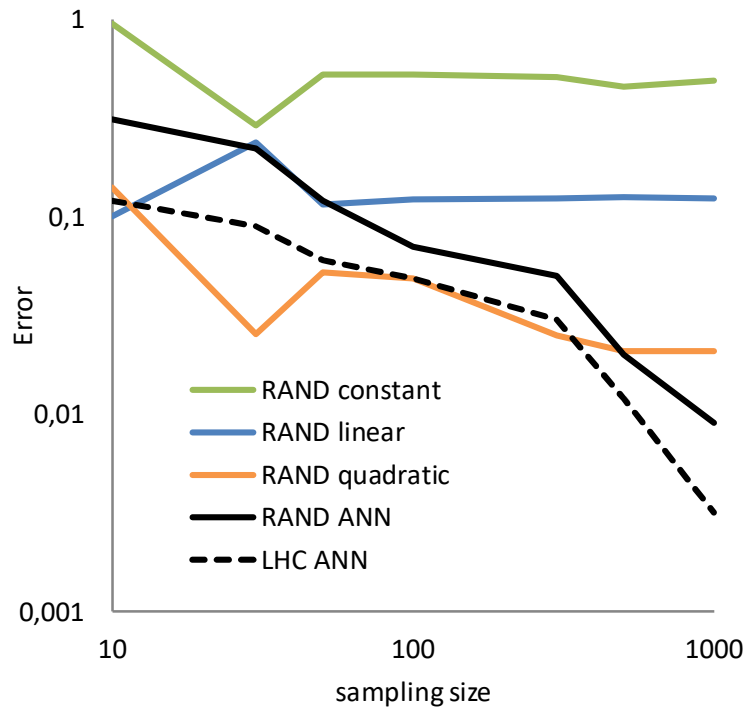


Figure III.7. Comparaison de la précision des modèles de substitution ANN et polynomial pour diverses méthodes d'échantillonnage et tailles.

La figure 11 fournit une comparaison supplémentaire des divers modèles et méthodes d'échantillonnage. Ici, les échantillonnages aléatoires et LHC ont été comparés à la méthode classique d'échantillonnage factoriel. Un échantillonnage factoriel complet à deux niveaux conduit à une population de 256 échantillons lorsque huit paramètres sont utilisés. Un échantillonnage de 256 éléments a également été généré de manière aléatoire et par le LHC et ils ont tous été utilisés pour former les modèles de substitution décrits précédemment. La figure 11 montre que les différents modèles n'ont pas la même sensibilité à la méthode d'échantillonnage. Le LHC était légèrement plus efficace que l'échantillonnage aléatoire alors que les deux étaient beaucoup plus efficaces que l'échantillonnage factoriel complet, dans le cas de l'ANN. Cependant, pour les modèles polynomiaux, les différentes méthodes d'échantillonnage conduisent à des résultats beaucoup plus proches. Cette observation, bien que partielle, contribue à expliquer pourquoi diverses méthodes d'échantillonnage sont préférées par divers auteurs, et se montrent supérieures dans la littérature, selon le domaine d'application, le nombre de paramètres, le modèle de substitution, etc.

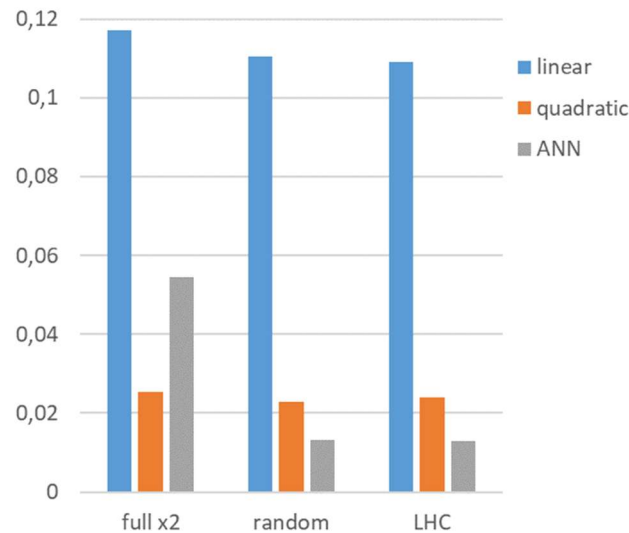


Figure III.8. Comparaison des modèles de substitution ANN et polynomiaux utilisant différentes méthodes d'échantillonnage avec 256 points chacun.

III.6. Conclusions

Des modèles de substitution basés sur ANN pour prédire la force du laminage des tôles ont été développés, en tenant compte de huit paramètres d'entrée de différents types : matériau, géométrie, processus. Ce nombre était relativement important par rapport aux solutions déjà disponibles dans la littérature pour ce type de procédé, et il avait un impact sur la précision en ce qui concerne la méthode et la taille d'échantillonnage.

Alors que les modèles haute fidélité pour les processus de formage habituels sont des simulations par éléments finis chronophages, un modèle efficace pourrait être utilisé dans le cas du laminage des tôles à froid. Cela a permis d'évaluer l'influence de l'approche de modélisation et d'échantillonnage sur la qualité du modèle résultant.

Lorsque la taille de l'échantillon était limitée, les modèles polynomiaux de substitution offraient une approche plus sûre, tandis que l'ANN s'avérait plus précis lorsqu'un échantillonnage suffisamment grand était autorisé. Plus précisément, l'ANN conçu et formé avec 500 et 1000 échantillons LHC fournit un excellent modèle de substitution en temps réel pour la prédiction à huit paramètres de la force du laminage, applicable au contrôle en ligne et à l'optimisation du calendrier du laminage.

References

- [1] Orowan E, The Calculation of Roll Pressure in Hot and Cold Flat Rolling, Proc. Instn. Mech. Eng., 150: 140 (1943).
- [2] Huisman H J, Huétink J, A combined eulerian-lagrangian three-dimensional finite-element analysis of edge-rolling, J . Mech. Working Technol., 11: 333 (1985)).
- [3] Zaaf, M., Mebarek, A. & Amirat, A. Simplified two-dimensional model for the prediction of pressures and velocities in hot strip rolling. Int J Adv Manuf Technol 100, 13–23 (2019). <https://doi.org/10.1007/s00170-018-2691-5>
- [4] Chenot JL, Montmitonnet P, A. Bern A, Bertrand-Corsini , A method for determining free surfaces in steady state finite element computations, C, Comput. Meth. Appl. Mech. Eng., 92, No. 2: 245 (1991)).
- [5] Montmitonnet M, Fourment L, Ripert U, Ngo QT, Ehrlacher A, State of the Art in Rolling Process Modelling, Berg Huettenmaenn Monatsh 161, 396–404 (2016). Doi:10.1007/s00501-016-0520-4
- [6] Shigaki Y, Montmitonnet P, 3D finite element model for roll stack deformation coupled with a Multi-Slab model for strip deformation for flat rolling simulation (octobre 2017)
- [7] Slimani K, Zaaf M, Bendjama H, Simplified Modelling of Tandem Cold Rolling, Metallofiz. Noveishie Tekhnol., 40, No. 11: 1509—1520 (2018),
- [8] Deng J, Sun J, Peng W, Hu Y, Zhang D, Application of neural networks for predicting hot-rolled strip crown, Applied Soft Computing Journal 78 (2019) 119–131
- [9] Nelson AW, Malik AS, Wendel JC, Zipf ME, Probabilistic force prediction in cold sheet rolling by Bayesian inference, J Manufacturing Science and Engineering 136 (2014) 041006-1
- [10] Li X, Luan F, Wu Y, A Comparative Assessment of Six Machine Learning Models for Prediction of Bending Force in Hot Strip Rolling Strip Rolling Process, Metals 10 (2020) 685; doi:10.3390/met10050685
- [11] Hu Z, Yang J, Zhao Z, Sun H, Che H, Multi-objective optimization of rolling schedules on aluminum hot tandem rolling, Int J Adv Manuf Technol 85 (2016) 85–97, DOI 10.1007/s00170-015-7909-1
- [12] Bagheripoor M, Bisadi H, Application of artificial neural networks for the prediction of roll force and roll torque in hot strip rolling process, Applied Mathematical Modelling 37 (2013) 4593–4607
- [13] Guo ZY, Sun JN, Du FS, Application of finite element method and artificial neural networks to predict the rolling force in hot rolling of Mg alloy plates, J Southern African Inst Mining Metallurgy 116 (2016), 43-48, <http://dx.doi.org/10.17159/2411-9717/2016/v116n1a7>
- [14] Zaaf M, Labaiz M, Sidoroff F, Evaluation de la sensibilité du laminage aux modèles de comportement, Mécanique & Industries 7 (2006) 393–401 <https://doi.org/10.1051/meca:2006053>
- [15] Gratacos P, Montmitonnet Fromholz PC, Chenot JL, A plane strain elastoplastic finite element model for cold rolling of thin strip, Int. J. Mech. Sci. 34 (1992) 195–210
- [16] Weisz-Patrault D, Ehrlacher A, Legrand N, Non-linear simulation of coiling accounting for roughness of contacts and multiplicative elastic-plastic behavior, International journal of solids and Structures 94-95(2016)1-20
- [17] Al-Salehi, Firbank TC, Lancaster PR, An experimental determination of the roll pressure Distributions in cold rolling, Int. J. mech 15 (1973) 693-710.
- [18] Badias A, Alfaro I, Gonzalez D, Chinesta F, Cueto E, Reduced order modeling for physically-based augmented reality, Comput. Methods Appl. Mech. Engrg. 341 (2018) 53–70

- [19] Dang VT, Labergère C, Lafon P, Adaptive metamodel-assisted shape optimization for springback in metal forming processes. *Int J Mater Form* 12, 535–552 (2019).
- [20] Song L, Xu D, Wang X, Yang Q, Ji Y, Application of machine learning to predict and diagnose for hot-rolled strip rolled strip crown, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* (2022) <https://doi.org/10.1007/s00170-022-08825-w>
- [21] Dunke F, Nickel S, Neural networks for the metamodeling of simulation models with online decision making, *Simulation Modelling Practice and Theory* 99((2020) 102016
- [22] Nguyen PT, Convolutional neural networks for enhanced classification mechanisms of metamodels, *The Journal of Systems & Software* 172 (2021) 110860, <https://doi.org/10.1016/j.jss.2020.110860>
- [23] Roman ND and et al, Application and characterization of metamodels based on artificial neural networks for building performance simulation: A systematic review, *Energy & Buildings* 217 (2020) 109972.

Annexe III

Une série importante de configurations ANN ont été testées afin de déterminer la configuration la plus adaptée au problème de laminage à froid. Les variations sont basées sur le nombre de couches cachées (une ou deux), le nombre de neurones sur chaque couche cachée (jusqu'à 16, deux fois le nombre de paramètres) et le type de fonction d'activation (tangente hyperbolique ou fonctions sigmoïdales). Toutes les variantes ANN ont été formées sur les mêmes 700 ensembles de données, tandis que 100 ensembles de données ont été utilisés pour la validation et les 200 autres ont été utilisés pour le test. Le coefficient de détermination classique a été calculé comme

$$R^2 = \frac{\sum_i (\hat{y}_i - \bar{y})^2}{\sum_i (y_i - \bar{y})^2}$$

où y_i représente la force de roulement prédite par le modèle de référence pour le i ème jeu de données, \hat{y}_i est la force prédite par le RNA testé pour le même jeu de données, tandis que \bar{y} est la valeur moyenne de la force de roulement sur toute la plage de 1000 jeux de données. La sommation est effectuée sur les échantillons de formation, de validation et de test, respectivement. La gamme complète des ANN qui ont été testés est résumée dans le tableau 3, ainsi que les trois fonctions d'erreur. Il ressort du tableau que toutes les configurations ANN conduisent à des coefficients de détermination supérieurs à 0,95, avec des valeurs supérieures dans la plupart des cas. La configuration ANN la plus appropriée implique deux couches cachées avec 16 et 12 neurones, respectivement, et une fonction d'activation tangente hyperbolique. Ses coefficients de détermination sont supérieurs à 0,999 offrant ainsi d'excellentes capacités prédictives.

Table 1. Configurations ANN explorées et les coefficients de corrélation correspondants.

Transfer function	Number of hidden layers	Neurons on 1 st layer	Neurons on 2 nd layer	R training	R validation	R test	
tanh	1	10	/	0.9972	0.9621	0.9598	
		12	/	0.9972	0.9688	0.9745	
		14	/	0.9944	0.969	0.9712	
		16	/	0.9891	0.97725	0.9698	
	2	10	10	10	0.9983	0.9691	0.988
			12		0.9902	0.9831	0.9897
			14		0.9919	0.9971	0.9908
			16		0.98979	0.9756	0.9631
		12	10	10	0.9983	0.981	0.9834
			12		0.993	0.9812	0.995
			14		0.9922	0.9788	0.9913
			16		0.9812	0.9808	0.9881
		14	10	10	0.9942	0.9911	0.992
			12		0.9982	0.9922	0.9973
			14		0.9992	0.9989	0.9982
			16		0.9989	0.9928	0.9966
		16	10	10	0.999	0.9978	0.9917
			12		0.99962	0.9995	0.99933
			14		0.9916	0.9922	0.9954
			16		0.9981	0.9966	0.9946
sigmoidal	1	10	/	0.9899	0.9796	0.9787	
		12	/	0.9988	0.9989	0.998	
		14	/	0.9926	0.9997	0.9849	
		16	/	0.99911	0.9976	0.9908	
	2	10	10	10	0.9938	0.9969	0.9951
			12		0.9967	0.9977	0.9922
			14		0.9879	0.9897	0.9903
			16		0.9987	0.9972	0.9984
		12	10	10	0.99127	0.9907	0.9925

	12	0.9993	0.99661	0.9942
	14	0.9885	0.9797	0.9953
	16	0.99796	0.99763	0.9918
14	10	0.99927	0.9974	0.9959
	12	0.99878	0.9928	0.95609
	14	0.9989	0.9979	0.9991
	16	0.99901	0.9988	0.9972
16	10	0.98881	0.99832	0.9911
	12	0.9988	0.99782	0.9946
	14	0.9992	0.9987	0.9969
	16	0.99914	0.99899	0.9896

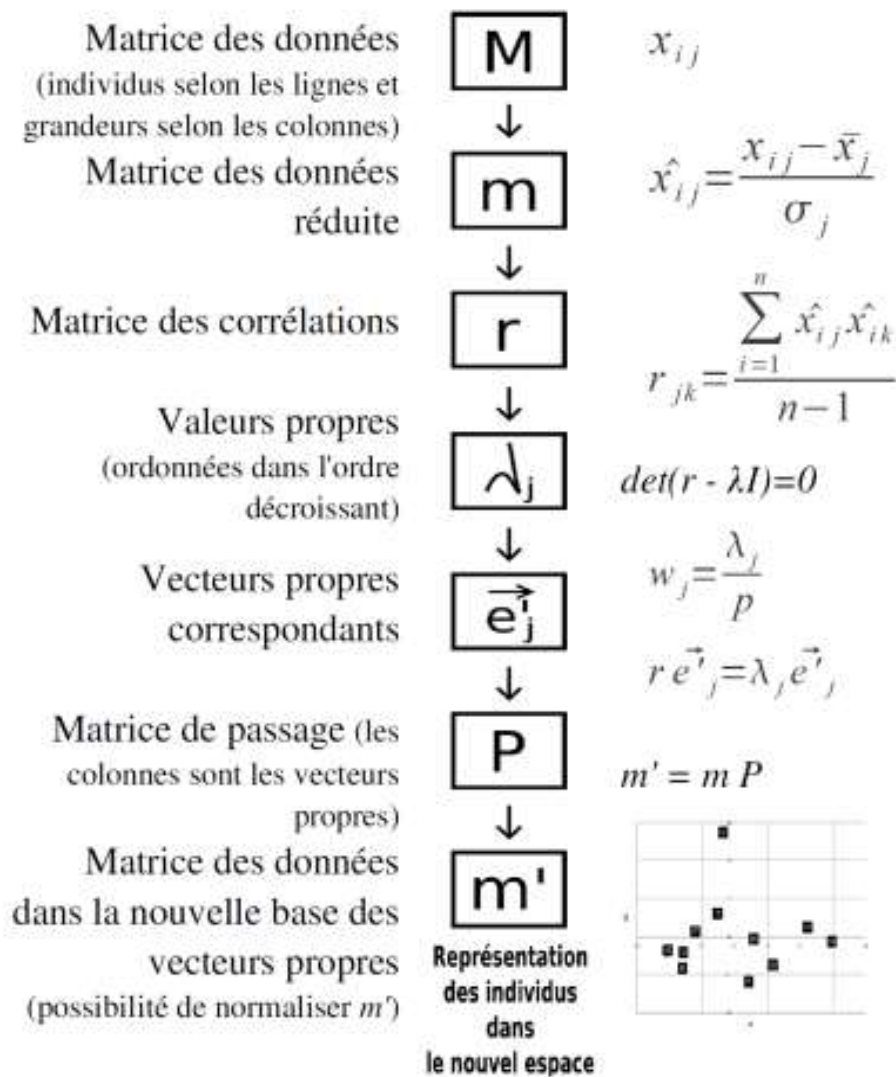


Figure 12 .Shéma d'analyse en Composantes Principales (ACP)

Tableau3. autres comparaison (Plan d'expérience)

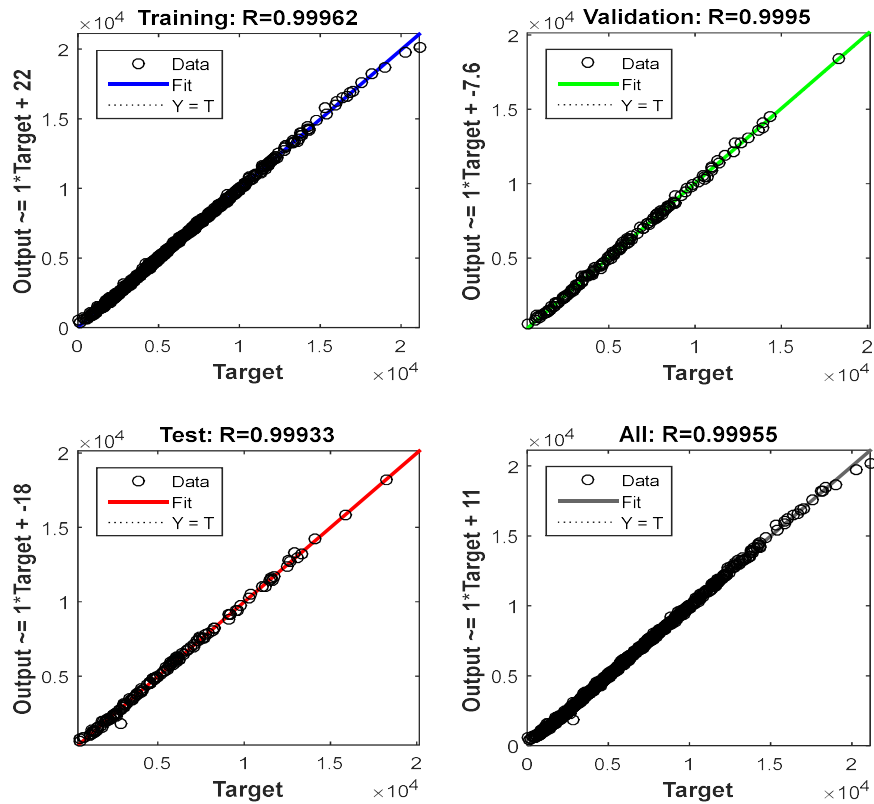
Nombre d'apprentissage	méthode	Erreur (MAPE)
10	LHCS	0,12
	RAND	0,31

30	LHCS	0.09
	RAND	0.22
50	LHCS	0.06
	RAND	0.12
100	LHCS	0.049
	RAND	0.07
300	LHCS	0.03
	RAND	0.05
500	LHCS	0.0122
	RAND	0.02
1000	LHCS	0.0032
	RAND	0.009

$$MAE = \frac{\sum_1^n |y_i - y_{io}|}{n}$$

$$MAEP = \frac{MAE}{Y_{moy}}$$

-LHC1000



. Methode Hypercube latin :

On commence par découper l'axe $[0, 1]$ en n segments de même longueur. Ensuite, on va faire le produit cartésien de d fois cet intervalle. Ainsi, on obtient un maillage de dimension p composé de

n^p cellules de même taille. Par exemple, en dimension 2, on va placer une observation par ligne/colonne. On étend ce principe aux dimensions supérieures. Pour finir, on place aléatoirement l'observation dans la case sélectionnée.

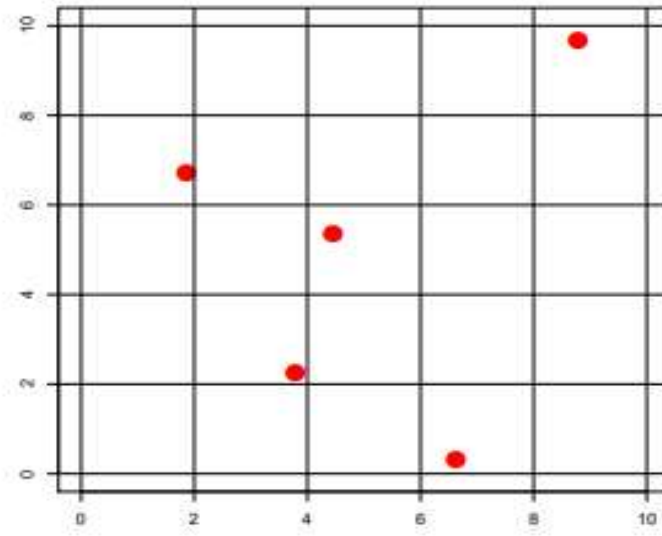


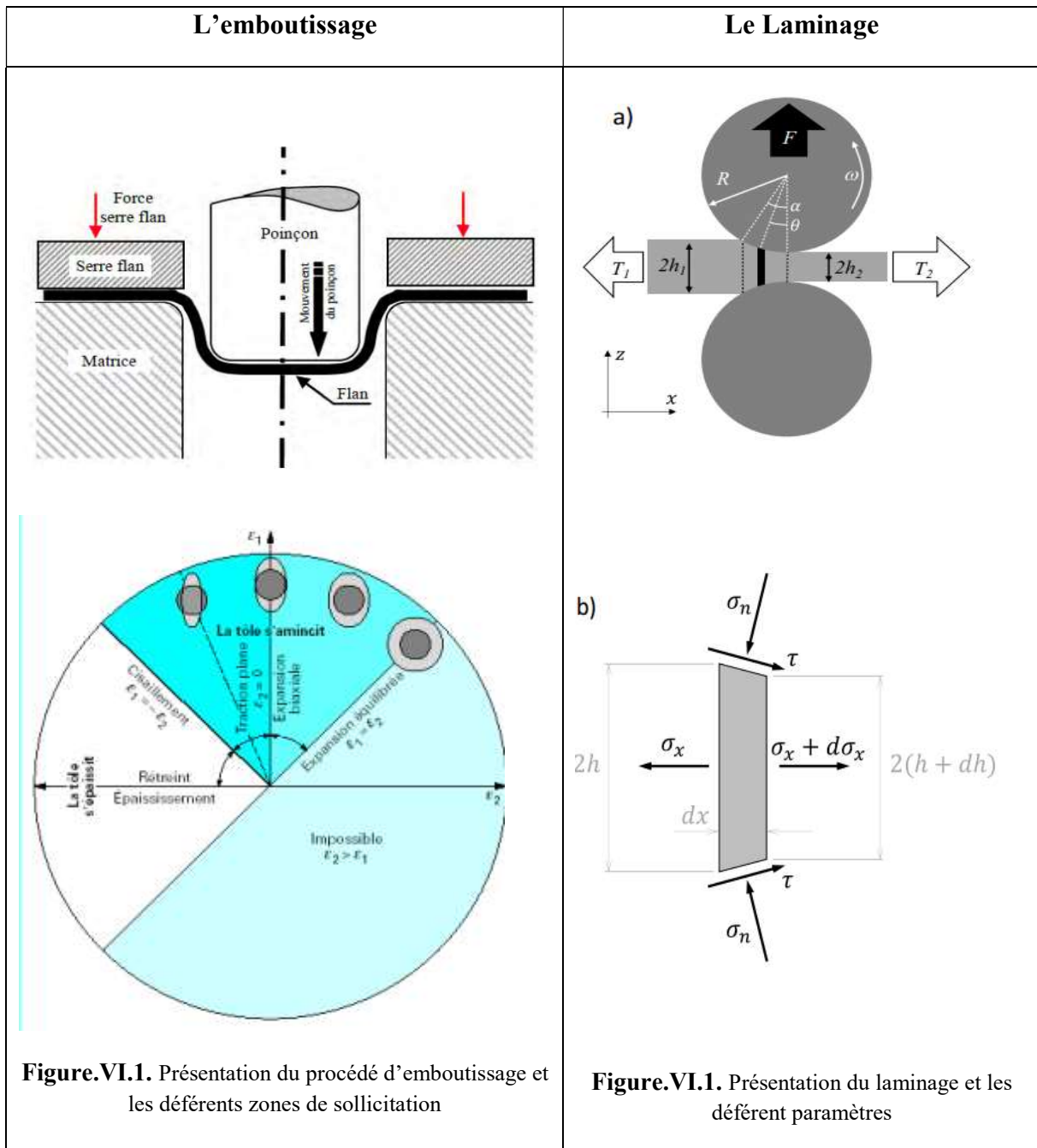
Figure14. Méthode LHS de dimension 2

COMPARAISON

Ce travail a porté sur deux procédés de mise en forme très répandus dans l'industrie, le laminage et l'emboutissage.

Le laminage est un procédé stationnaire, ce qui n'est pas le cas de l'emboutissage. C'est ce qui rend la modélisation de ce dernier plus ardue, d'où la tendance à privilégier les simulations numériques éléments finis en utilisant des logiciels commerciaux.

Cela peut être illustré dans la figure suivante.



Dans le laminage les contraintes sont pratiquement toujours compressives, ce qui rend les problèmes d'endommagement quasi inexistant. Par contre, lors de l'emboutissage la zone d'expansion peut souvent engendrer des striction importantes susceptible d'induire des ruptures. C'est pour cela que la mise au point des courbes limites de formage est indispensable avant de réussir toute opération d'emboutissage.

La modélisation du laminage considère que le tenseur des contraintes et des déformations ne changent pas dans la zone de déformation, Ce qui n'est plus le cas de l'emboutissage. Dans ce dernier, la zone du retraits la déformation suivant la hauteur donne un épaissement ($\epsilon_z > 0$) avec un tenseur de contrainte ou une des composante est compressive. La zone d'expansion donne un amincissement ($\epsilon_z < 0$) et un état de contrainte de traction bi-axiales. Il existe aussi des zones avec un état de cisaillement pur ou une traction simple. Cette diversité dans les sollicitations mécaniques amène à modéliser ce procédé zone par zone.

Contrairement à l'emboutissage, la nature compressive des contraintes dans le laminage rend quasi-impossible toute striction pouvant induire à un endommagement puis une rupture. Cependant dans la pratique industrielle, il arrive que des ruptures de bandes les contraintes résiduelles observées. Cela peut avoir plusieurs origines ; Défauts volumiques obtenus au cours de la coulée continue, contraintes résiduelles et tensions inter-cages excessives.

Par contre, il est aujourd'hui avéré que la fiabilité des prédictions est fortement dépendante de la loi de comportement et de frottement pour les deux procédés.

CONCLUSION GENERALE

Conclusion générale

L'objectif des travaux présentés dans cette thèse est l'amélioration des modèles simplifiés en mise en forme. Un modèle prenant en compte la diversité des comportements des bandes, la déformation élastique des cylindres et la régulation des tensions entre les cages a été mis au point. Les comparaisons avec des simulations éléments finis et des résultats expérimentaux tirés de la littérature ont permis sa validation. La nature ouverte de la programmation a permis de tester différentes hypothèses aussi bien pour les lois de comportements volumiques que surfaciques. Il en résulte un modèle simple et efficace qui peut être utilisé aisément par les industriels pour paramétrer et piloter leurs opérations.

La seconde modélisation concerne le procédé d'emboutissage. Dans ce procédé, la mise au point de courbes limites de formage (CLF) est indispensable pour sa bonne conduite et sa réussite. Dans ce travail, l'influence de différents paramètres sur cette dernière a été étudiée. Cela a été possible grâce au développement d'un modèle analytique basé sur la théorie de Swift généralisée par la prise en compte de l'anisotropie, des essais expérimentaux qui ont permis d'identifier la loi de comportement de trois métaux différents, des mesures des déformations lors de l'emboutissage et des simulations expérimentales et numériques.

Des comparaisons entre les résultats expérimentaux et ceux obtenus par la méthode de Swift généralisée permettent de valider cette dernière. L'analyse des résultats confirme le rôle important joué par l'anisotropie et le coefficient d'écroutissage.

Dans le dernier chapitre, des modèles de substitution utilisant la méthode ANN (Artificial Neurone Network) et polynomiales pour le calcul de l'effort de laminage ont été développés. L'analyse de la sensibilité des résultats a permis de donner les conditions qui donnent les meilleurs résultats en fonction de la taille de l'échantillonnage. Les modèles polynomiaux sont meilleurs pour un échantillonnage réduit, c'est à dire de l'ordre de moins de trois cents échantillons. Par contre, pour un échantillonnage supérieur à cinq-cents la méthode ANN s'avère meilleure et donne des prédictions très précises. Concernant le plan d'expérience, la méthode LHC (latin hyper-cube) donne toujours de meilleurs résultats que les méthodes aléatoires.

Applications industrielles.

Plusieurs modèles développés dans ce travail peuvent être utilisés par les industriels. Nous pouvons les énumérer comme suit :

- Modèle de calcul de l'effort de laminage, des pressions et des vitesses pour une passe de laminage.
- Modèle qui permet de corriger les tensions inter-cages et de calculer l'ensemble des paramètres mécaniques dans un laminoir tandem.
- Modèle d'identification des courbes limites de formage.
- Modèle de substitution utilisant l'intelligence artificielle pour la prédiction des efforts de laminage.

Perspectives :

Ce travail peut être à la base d'une grande diversité de sujets de recherche en mise en forme.

- Développer le modèle de calcul des grandeurs mécaniques par l'utilisation de la méthode des fonctions d'influence pour la prise en compte de l'aplatissement des cylindres de travail.
- Prévoir l'utilisation d'autres méthodes pour le calcul multipass.
- Améliorer le modèle basé sur la méthode des tranches pour les tôles épaisses avec prise en compte de l'élargissement.
- Prévoir l'utilisation d'autres modèles pour la mise au point de courbes limites de formage.
- Prévoir d'autres modélisations et simulations pour l'emboutissage et l'endommagement induit.
- Appliquer la méthode de substitution pour :
 - o La prédiction du couple, du moment et de la puissance de laminage.
 - o Le calcul de la correction des tensions inter-cages pour le laminage tandem.
 - o Le calcul de l'effort de l'emboutissage.
 - o Prévoir son utilisation pour d'autres procédés de mise en forme.

Références Bibliographique

References Bibliographique

- [1] C. F. Bryant, Automation of Tandem Mills. London, U.K.: British Iron and Steel Institute, 1973.
- [2] A. J. Carlton and R. G. Conway., “Automation of the LTV steel Hennepin tandem cold mill,” Iron Steel Eng., vol. 69, no. 6, pp. 17–28, Jun. 1992.
- [3] P. Duval, J. C. Parks, and G. Fellus, “Latest AGC technology installed at LTV’s Cleveland 5-stand cold mill,” Iron Steel Eng., vol. 68, no. 11, pp. 46–51, Nov. 1991.
- [4] E. J. M. Geddes, “Tandem cold rolling and robust multivariable control,” Ph.D. dissertation, Control Syst. Res., Dept. Elect. Eng., Univ. Leicester, U.K., 1998.
- [5] I. Hoshino et al., “Observer-based multivariable control of the aluminum cold tandem mill,” Automatica, vol. 24, no. 6, pp. 741–754, Nov. 1988.
- [6] Von Kármán, T Beitrag zur Theorie des Walzvorganges, Z. Angew. Math. Mech., 5 (1925), pp 139–141
- [7] Orowan, E.: The calculation of roll pressure in hot and cold flat rolling, Proc. Instn. Mech. Engrg., 150 (1943), pp 140–167
- [8]. Mori, K.; Osakada, K.: Simulation of 3D deformation in rolling by the FEM, Int. J. Mech. Sci., 26 (1984), no. 9–10, pp 515–525
- [9]. Huisman, H. J.; Huétink, J.: A combined Eulerian–Lagrangian 3DFEM analysis of edge-rolling, J. Mech. Working Technol., 11 (1985), pp 333–353
- [10]. Chenot, J.-L., Montmitonnet, P.; Bern, A.; Bertrand-Corsini, C.: A method for determining free surfaces in steady state finite element computations, Comput. Meth. Appl. Mech. Engrg., 92 (1991), 2, pp 245–260
- [11]. P Montmitonnet. Laminage à froid : modélisation M616. Paris 2000.
- [12] . P Montmitonnet. Laminage – analyse thermomécanique 2D et application aux produit plats M3066V2, JUIN 2016 .
- [13]. Huy LE DANG .Modélisation simplifiée des processus de laminage 2014.
- [14] E. Orowan, Proc. Instn. Mech. Engrg. 150 (1943) 140–167.
- [15] D.R. Bland, H. Ford, J. Iron Steel Inst. 171 (1952) 245–249.
- [16] P. Cosse, M. Economopoulos, C.N.R.M. 17 (1968) 15–32.
- [17] D. Jortner, J.F. Osterle, C.F. Zorowski, Int. J. Mech. Sci. 2 (1960) 179–194.
- [18] A. Hacquin, P. Montmitonnet, J.-Ph. Guillerault, Eur. J. Mech. A (Solids) , 1 (1998) 79–106 .
- [19] K. Slimani, M. Zaaf, and H. Bendjama, Simplified Modelling of Tandem Cold Rolling, Metallofiz. Noveishie Tekhnol., 40, No. 11: 1509–1520 (2018), DOI: 10.15407/mfint.40.11.1509.
- [20] S. Thuillier, p.y. manach, l.f. menezes, m.c. oliveira – experimental and Numerical study of reverse re-drawing of anisotropic sheet metals, (2002).
- [21] m.f. shi, j.c. gerdeen, a theoretical study of the ironing process in sheet metal forming , (1989)
- [22] j.-p. Trotignon, t. Coorevits, j.-m. David, r.dietrich, g. Focy, e. Hugannaud, m. Nicolas, m. Pompidou – découpage. Précis de construction mécanique, tome 2.
- [23] 12. Barlat f., lian j., “plastic behavior and stretchability of sheet metals, part 1: a yield

Function for orthotropic sheets under plane stress conditions”. *Int. J. Of plasticity*, 5, p. 51 – 66, 1989.

[24]. Barlat f and all “yield function development for aluminum alloy sheets”. *J. Mech. Sci. And physics of solids*, 45 (11/12), p.1727 – 63, 1997.

[25]. Haddag b., “contribution à la modélisation de la mise en forme des tôles métalliques : application au retour élastique et à la localisation”, thèse de doctorat, école Nationale supérieure d’arts et métiers, laboratoire de physique et mécanique des Matériaux, cer metz, france, 2005.

[26]. Ghouati o., gélin j.c., lenoir h., “process optimization in deep drawing”. *Revue Européenne des éléments finis*. V9, no 1-2-3, pp129-149 (2000).

[27]guillaume altmeyer, farid abed-meraim, tudor balan - modélisation de critères de localisation : prédiction de l’orientation des bandes de localisation et tracé de courbes limites de formage - in: 19ème congrès français de mécanique, france, 2009-08-24 - 19ème congrès français de mécanique – 2009.

[28] haddag b. Contribution à la modélisation de la mise en forme des tôles métalliques : application au retour élastique et à la localisation. Thèse de doctorat, ensam, metz, 2007.

[29]abed-meraim, f., balan, t. & altmeyer, g. Investigation and comparative analysis of plastic instability criteria: application to forming limit diagrams. *Int j adv manuf technol* 71, 1247–1262 (2014). <https://doi.org/10.1007/s00170-013-5530-8>

[30] b. Haddag, t. Balan, and f. Abed-meraim, investigation of advanced strain-path dependent material models for sheet metal forming simulations, *international journal of plasticity*, vol. 23, no. 6, pp. 951979, 2007.

[31] a. Col, l’emboutissage des aciers. Dunod, 2010.

[32] r. Von mises, mechanics of the solid body in the plastic deformation state, *göttin nachr math phys*, vol. 1, p. 582, 1913.

[33] r. Hill, a theory of the yielding and plastic ow of anisotropic metals, *proceedings of the royal society of london. Series a. Mathematical and physical sciences*, vol. 193, no. 1033, pp. 281297, 1948

[34] d. Banabic, f. Barlat, o. Cazacu, and t. Kuwabara, advances in anisotropy and formability, *international journal of material forming*, vol. 3, no. 3, pp. 165189, 2010.

[35] Orowan E, The Calculation of Roll Pressure in Hot and Cold Flat Rolling, *Proc. Instn. Mech. Eng.*, 150: 140 (1943).

[36] Huisman H J, Huétink J, A combined eulerian-lagrangian three-dimensional finite-element analysis of edge-rolling, *J . Mech. Working Technol.*, 11: 333 (1985)).

- [37] Zaaf, M., Mebarek, A. & Amirat, A. Simplified two-dimensional model for the prediction of pressures and velocities in hot strip rolling. *Int J Adv Manuf Technol* 100, 13–23 (2019). <https://doi.org/10.1007/s00170-018-2691-5>
- [38] Chenot JL, Montmitonnet P, A. Bern A, Bertrand-Corsini , A method for determining free surfaces in steady state finite element computations, *C, Comput. Meth. Appl. Mech. Eng.*, 92, No. 2: 245 (1991)).
- [39] Montmitonnet M, Fourment L, Ripert U, Ngo QT, Ehrlacher A, State of the Art in Rolling Process Modelling, *Berg Huetttenmaenn Monatsh* 161, 396–404 (2016). Doi:10.1007/s00501-016-0520-4.
- [40] Shigaki Y, Montmitonnet P, 3D finite element model for roll stack deformation coupled with a Multi-Slab model for strip deformation for flat rolling simulation (octobre 2017).
- [41] Slimani K, Zaaf M, Bendjama H, Simplified Modelling of Tandem Cold Rolling, *Metallofiz. Noveishie Tekhnol.*, 40, No. 11: 1509—1520 (2018).
- [42] Deng J, Sun J, Peng W, Hu Y, Zhang D, Application of neural networks for predicting hot-rolled strip crown, *Applied Soft Computing Journal* 78 (2019) 119–131.
- [43] Nelson AW, Malik AS, Wendel JC, Zipf ME, Probabilistic force prediction in cold sheet rolling by Bayesian inference, *J Manufacturing Science and Engineering* 136 (2014) 041006-1.
- [44] Li X, Luan F, Wu Y, A Comparative Assessment of Six Machine Learning Models Learning Models for Prediction of Bending Force in Hot Strip Rolling Strip Rolling Process, *Metals* 10 (2020) 685; doi:10.3390/met10050685.
- [45] Hu Z, Yang J, Zhao Z, Sun H, Che H, Multi-objective optimization of rolling schedules on aluminum hot tandem rolling, *Int J Adv Manuf Technol* 85 (2016) 85–97, DOI 10.1007/s00170-015-7909-1.
- [46] Bagheripoor M, Bisadi H, Application of artificial neural networks for the prediction of roll force and roll torque in hot strip rolling process, *Applied Mathematical Modelling* 37 (2013) 4593–4607.
- [47] Guo ZY, Sun JN, Du FS, Application of finite element method and artificial neural networks to predict the rolling force in hot rolling of Mg alloy plates, *J Southern African Inst Mining Metallurgy* 116 (2016), 43-48, <http://dx.doi.org/10.17159/2411-9717/2016/v116n1a7>.
- [48] Zaaf M, Labaiz M, Sidoroff F, Evaluation de la sensibilité du laminage aux modèles de comportement, *Mécanique & Industries* 7 (2006) 393–401 <https://doi.org/10.1051/meca:2006053>.
- [49] Gratacos P, Montmitonnet Fromholz PC, Chenot JL, A plane strain elastoplastic finite element model for cold rolling of thin strip, *Int. J. Mech. Sci.* 34 (1992) 195–210.

- [50] Weisz-Patrault D, Ehrlacher A, Legrand N, Non-linear simulation of coiling accounting for roughness of contacts and multiplicative elastic-plastic behavior, *International journal of solids and Structures* 94-95(2016)1-20.
- [51] Al-Salehi, Firbank TC, Lancaster PR, An experimental determination of the roll pressure Distributions in cold rolling, *Int.J.mech* 15 (1973) 693-710.
- [52] Badias A, Alfaro I, Gonzalez D, Chinesta F, Cueto E, Reduced order modeling for physically-based augmented reality, *Comput. Methods Appl. Mech. Engrg.* 341 (2018) 53–70.
- [53] Dang VT, Labergère C, Lafon P, Adaptive metamodel-assisted shape optimization for springback in metal forming processes. *Int J Mater Form* 12, 535–552 (2019).
- [54] Song L, Xu D, Wang X, Yang Q, Ji Y, Application of machine learning to predict and diagnose for hot-rolled strip rolled strip crown, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* (2022) <https://doi.org/10.1007/s00170-022-08825-w>.
- [55] Dunke F, Nickel S, Neural networks for the metamodeling of simulation models with online decision making, *Simulation Modelling Practice and Theory* 99((2020) 102016.
- [56] Nguyen PT, Convolutional neural networks for enhanced classification mechanisms of metamodels, *The Journal of Systems & Software* 172 (2021) 110860, <https://doi.org/10.1016/j.jss.2020.110860>
- [57] Roman ND and et al, Application and characterization of metamodels based on artificial neural networks for building performance simulation: A systematic review, *Energy & Buildings* 217 (2020) 109972.